



TITLE:

貯水池表面遮水工法に関する研究 -  
主としてジオメンブレンの利用に  
関して( Dissertation\_全文)

AUTHOR(S):

長束, 勇

---

CITATION:

長束, 勇. 貯水池表面遮水工法に関する研究 - 主としてジオメンブレン  
の利用に関して. 京都大学, 1998, 博士(農学)

ISSUE DATE:

1998-05-25

URL:

<https://doi.org/10.11501/3138651>

RIGHT:

# 貯水池表面遮水工法に関する研究

—主としてジオメンブレンの利用に関して—

1998

長 東 勇

# 目 次

## 第 1 章 序論

1.1 研究の背景と目的	1
1.2 GM 利用の現状と試験・研究開発の動向	4
1.2.1 GM 利用の現状	4
1.2.2 GM の試験・研究開発の動向	6
1.3 研究の方法	9
1.4 本研究の概要と論文構成	10
引用文献	12

## 第 2 章 GM の力学的物性温度依存性

2.1 概説	17
2.2 表面遮水工法に使用されている GM	18
2.3 EPDM 系 GM の温度特性	26
2.3.1 標準温度における長手方向と幅方向の物性比較	26
2.3.2 各供試体の物性比較	27
2.3.3 従来型 GM の温度特性	28
2.3.4 寒冷地用 EPDM 系 GM の試作	31
2.3.5 寒冷地貯水池で使用する EPDM 系 GM が具備すべき性能	37
2.4 HDPE 系 GM の温度特性	40
2.4.1 標準温度における物性	40
2.4.2 低温時における物性	41
2.5 TPE 系 GM の温度特性	43
2.5.1 標準温度における物性	43
2.5.2 低温時における物性	45
2.6 PVC 系 GM の温度特性	46
2.6.1 標準温度における物性	46
2.6.2 低温時における物性	47
2.7 AS パネルの温度特性	48
2.7.1 AS パネルの温度依存性	48
2.7.2 AS パネルの引張速度依存性	49
2.8 貯水池喫水線付近における各 GM の挙動の検討	50
2.9 まとめ	52
引用文献	55

第3章 GMの接着・接合部の力学的安定性と水密性

3.1 概説	56
3.2 施工時の気象条件が EPDM 系 GM の接着強度に及ぼす影響	57
3.2.1 室内実験の方法	57
3.2.2 GM 相互の接着	58
3.2.3 GM とコンクリートの接着	64
3.2.4 GM とアスファルトの接着	69
3.3 供用時の気象条件が GM の接着・接合強度に及ぼす影響	70
3.3.1 EPDM 系 GM 相互接着部の剥離強さ温度特性	70
3.3.2 EPDM 系 GM とコンクリートの接着部剥離強さ温度特性	73
3.3.3 HDPE 系 GM 相互接合部の剥離強さ	74
3.3.4 TPE 系 GM 接合部の剥離強さ温度特性	75
3.3.5 AS パネル相互接合部の剥離強さ温度特性	76
3.4 工場加熱圧着直近部の物性変化と異種材料 GM の接合	78
3.4.1 EPDM 系 GM の物性変化	78
3.4.2 TPE 系 GM の物性変化	80
3.4.3 EPDM 系 GM と TPE 系 GM の接合	81
3.5 EPDM 系 GM の接着・接合部の水密性	83
3.5.1 施工時の気象条件が水密性に及ぼす影響	83
3.5.2 砕石基盤上における接着部の水密性	85
3.5.3 段差部（垂直段差）に架かる GM 接着部の水密性	85
3.5.4 段差発生部（垂直段差緩和）に架かる GM 接着部の繰り返し水圧負荷時の水密性	87
3.5.5 工場接着部を有する GM 相互接着部（三枚重ね部）の水密性	88
3.5.6 コンクリートの目地部に架かる GM 接着部の繰り返し水圧負荷時の水密性	89
3.5.7 実施工モデル実験	90
3.5.8 遮水構造実験	93
3.6 HDPE 系 GM, TPE 系 GM, 及び AS パネルの接合部の水密性	94
3.6.1 GM 相互接合部の水密性	94
3.6.2 GM とコンクリートとの接合部の水密性	96
3.6.2 AS パネルの接合部の水密性	97
3.7 まとめ	98
引用文献	100

第4章 GMの耐水圧性評価法

4.1 概説	102
4.2 実験方法と実験結果事例	103



4.2.1	農業工学研究所における GM 耐水圧試験法	103
4.2.2	砕石基盤上に敷設された EPDM 系 GM の厚さと耐水圧性の関係を求める実験	104
4.2.3	EPDM 系 GM 及び TPE 系 GM の現場条件下での耐水圧実験	106
4.2.4	HDPE 系 GM の砕石上及び段差発生部上での耐水圧実験	111
4.2.5	AS パネルの砕石上での耐水圧実験	111
4.3	基盤局部凹部における GM の局部引張破断モデル	112
4.3.1	モデル基盤実験と既往の考察モデル	112
4.3.2	二次元・三次元局部引張破断モデル	115
4.3.3	局部引張破断モデルの解による実験結果の検討	122
4.4	GM の粘弾性挙動のモデル化	125
4.4.1	物性値の引張速度依存性	125
4.4.2	粘弾性挙動検討モデル	128
4.4.3	EPDM 系 GM におけるモデルの適合性	130
4.4.4	引張速度一定の時の引張物性値	133
4.5	GM の耐水圧性の評価	135
4.5.1	耐水圧実験における引張速度	135
4.5.2	耐水圧実験における局部引張破断についての評価	136
4.6	まとめ	142
	引用文献	144

## 第 5 章 GM の力学的物性経年変化特性

5.1	概説	146
5.2	EPDM 系 GM の経時物性変化	147
5.2.1	現場サンプリングによる初期物性の把握	147
5.2.2	工場出荷時と現場サンプリング時の物性比較	149
5.2.3	製造後の物性変化	150
5.2.4	野外暴露による物性変化	155
5.2.5	物性変化要因の影響度	157
5.3	GM の経年劣化	160
5.3.1	30 年を経過した実験池からの IIR 系 GM のサンプリング	160
5.3.2	EPDM 系 GM の各貯水池からのサンプリング	168
5.3.3	寒冷地用 GM のサンプリング	171
5.3.4	TPE 系 GM の試験池からのサンプリング	172
5.3.5	18 年を経過した実験池からの AS パネルのサンプリング	174
5.4	まとめ	179
	引用文献	181

## 第6章 GCLの遮水性能

6.1 概説	183
6.2 施工規模モデルによる GCL の貯水槽底盤遮水への適用実験	184
6.2.1 試作した GCL	184
6.2.2 小型モールド実験	185
6.2.3 施工規模モデル実験	187
6.3. GCL の接合部における遮水性能	193
6.3.1 実験装置及び実験方法	193
6.3.2 膨潤特性	200
6.3.3 透水試験結果	202
6.3.4 予備膨潤型 GCL の利用に関する考察	208
6.4 GCL の遮水特性	211
6.4.1 施工時の損傷に対する自己治癒性	211
6.4.2 供用時の水みち発生後の自閉性	212
6.4.3 乾燥き裂発生後の自閉性	214
6.4.4 耐草根性	216
6.4.5 斜面安定性	218
6.5 まとめ	220
引用文献	222

## 第7章 ベントナイトの混合によるマサ土の遮水性改良

7.1 概説	223
7.2 実験方法	224
7.2.1 実験試料	224
7.2.2 最大ベントナイト混合比の決定	224
7.2.3 実験手順	225
7.3 実験結果	225
7.3.1 物理的性質	225
7.3.2 突き固め特性	226
7.3.3 ベントナイトの混合による遮水性改良度合い	227
7.4 まとめ	231
引用文献	232

## 第8章 結論

謝辞	241
----	-----

本論文で使用する記号

$A$	: 面積	$b$	: 伸び
$\overline{AB}$	: 弧 AB	$c$	: 粘着力
$B$	: 増加面積	$d$	: 厚さ
$B_{\kappa}$	: 接面幅	$e$	: 蒸気圧
$C$	: 円周	$h$	: 水頭差
$D$	: 円の直径	$i$	: 動水勾配
$E$	: 永久弾性率	$k$	: 透水係数
$E_B$	: 切断時伸び	$p$	: 圧力
$H$	: 瞬間弾性率	$q$	: 単位透水量
$H_f$	: 飽和蒸気圧	$r$	: 伸び率(一次元伸び率)
$I$	: 空隙壁に接する長さ	${}_2r$	: 二次元伸び率
$L$	: 溝幅又は空隙の径	$t$	: 時間
$L_{\kappa}$	: 接面長さ	$t_{\theta}$	: 温度
$M$	: 混合比	$x$	: 長さ
$M300$	: 300%モジュラス	$y$	: 減少長さ
$Q$	: 透水量	$w$	: 含水比
$R$	: 曲率半径	$\Phi$	: せん断抵抗角
$RE_B$	: 切断時伸び保持率	$\alpha$	: 摩擦係数
$RM300$	: 300%モジュラス保持率	$\delta$	: 変位
$RT_B$	: 引張強さ保持率	$\varepsilon$	: ひずみ
$S$	: 表面積または側面積	$\dot{\varepsilon}$	: 変形速度
$S_B$	: せん断剥離強さ	$\eta$	: 粘度
$T$	: 経過時間	$\theta$	: 中心角
$T_B$	: 引張強さ	$\kappa$	: 接面流係数
$U$	: 相対湿度	$\sigma$	: 応力
$W$	: 重量	$\sigma'$	: 引張応力の鉛直成分
$X$	: 円の面積	$\tau$	: 緩和時間または遅延時間
$Y$	: 減少面積	$\phi$	: 球の直径
$Z$	: 距離	$\omega$	: 一定引張速度

# 第 1 章 序 論

## 1.1 研究の背景と目的

天から降り、地から湧き出る水を、如何に制御し得るか、これは水利用技術の発展の歴史でもある。遮水は、水を一定の空間内に貯留、保存し、外部への漏れを防ぐことを目的とする貯水という水制御の主要な構成技術である。他方、今日の世界的な環境保全に対する意識の高まりの中で、遮水は、清浄な水を汚さない、汚染された水を隔離する目的にも利用される技術である。遮水の目的によって、求められる機能は異なるが、いずれの場合も、安全かつ経済的に水を制御することに、遮水技術の基本はおかれるべきである。

フィルダムやため池に代表される土質材料を用いた貯水池設計における要点も、現場付近で入手できる築堤材料を使って、如何に経済的に安全な貯水池をつくるかにある。我が国における貯水池は、その構造により均一型、ゾーン型、表面遮水壁型に大別され、表面遮水壁型は、不透水性土質材料の入手が困難な場合に採用されている。この表面遮水壁型は、上流斜面を土質材料以外の遮水材料で舗装した貯水池であり、大規模なフィルダムにおいては、コンクリートあるいはアスファルトコンクリートが遮水材料として用いられている。一方、堤高の低いフィルダムやため池といった貯水池の新設や改修においては、従来から高分子系の遮水材を遮水材料に利用する事例がみられる。この高分子系遮水材を用いた遮水技術は、現在、廃棄物処分場分野においては材料、設計、施工面でめざましい技術革新の真っ直中にあり、特に材料は、驚くべき速さで様々な性能を持つものが開発されつつある。この技術革新の成果は、貯水分野の目的・機能に即した合理的な設計思想と合致すれば、大いに活用されるべきである。農業用貯水池の新設や改修においては、次のような背景があり、立地条件・経済性・工期の制約・環境問題などに起因する多様な遮水工法への需要の高まりがある。

現在、農業用貯水池の大半を占め、農業用水源としての重要な役割を担ってきているため池は、全国に約 25 万個あるといわれており、その約 80%が堤高 10 m以下のものである(老朽ため池研究会, 1982)。これらのため池は、築造年不詳といわれているものも多く、約 75%は築造後 100 年以上を経過したもので、老朽化により堤体の安全性に課題を有するものも多い。そこで、従来より、主として災害防止の観点から、農林水産省所管の各種農

業農村整備事業により鋭意改修が実施されてきている。その改修工法は、土質材料を用いた刃金土による止水工法が採用されるのが一般的である。ところが、近年、従来の土取り場においては良質の刃金土を採取するのが次第に困難になりつつあり、また、自然環境保全の見地から新たな林地開発による土の採取も規制されつつあることから、用土の確保が難しくなっている。従って、今後も土質材料を用いた刃金土による改修を進めるといふ設計方針は、立地条件によっては採用できない状況となってきた。さらには、多くのため池は他に代替水源を持たない貴重な農業用水の水源として供用中であることから、非かんがい期の冬季間のみの工事が地元農民に望まれる。こうした状況を踏まえ、事業を円滑、かつ経済的に進めるためには、刃金土工法に代るため池堤体止水工法の検討が必要であり、その対処工法の一つとして、高分子系の遮水材を利用した表面遮水工法が検討されるに至っている。

一方、農業用水の有効利用を図る観点から、幹線水路の途中に大規模な調整池を新設し、水源の確保と合わせて、用水需要の変動による無効放流を軽減しようとする貯水池建設プロジェクトが各地で進められている。こうした場合の調整池の建設位置は、自ずと受益地内の台地上あるいは平地部とならざるを得ず、粘性土層が薄い砂質土層、若しくは砂礫層といった透水性地盤上に築堤せざるを得ない場合が多くなっている。当然、不透水性土質材料の入手が困難な場合が多い。また、築堤土量に対する貯水容量の増大を図る観点から、半盛半切といった築堤タイプが選択される場合が多く、水深も大きく、30m 近くになるものも出現している。こうしたタイプの調整池は、堤体上流表面のみならず、池敷全面の遮水が必要となり、遮水対象施工面積が非常に大きくなるのが一般的である。その際、表面遮水材としてアスファルトコンクリートなどの導入が検討されることと合わせて、経済的に有利となる可能性のある高分子系の遮水材を利用した表面遮水工法が検討対象になっている。

ところが、高分子系の遮水材を用いた表面遮水工法については、開発されつつある材料を含め、現場使用条件を与件とした時の異種材料をも比較し得る試験方法や、その結果に基づく遮水材選定の指標化、現場施工条件を踏まえた細部にわたる設計・施工・管理法のマニュアル化が未確立である。また、調整池のような高水圧下で遮水材を使用する場合、遮水材に要求される性能は、単体の製品としての性能だけでなく、遮水材背面の基盤、基層との兼ね合いや、接着・接合部の遮水性といった施工条件を踏まえた性能を評価した上

で設計することが不可欠であり、設計外力を分担する基盤層や保護層を含めた遮水工法全体の設計法の確立が必要である。

こうした必要性は、地盤工学会ジオシンセティック試験方法検討委員会報告書（1997）においても、次のように指摘されている。「ジオシンセティックスの地盤工学分野における様々な用途での利用・普及には、この十数年来目覚ましいものがある。このような新しい材料を用いた技術・工法の健全な発展を図るためには、設計法及び施工法の研究開発と並んで、材料試験方法の確立、標準化が不可欠である。欧米を中心とした先進諸国においては、標準試験方法の制定が着々と進められてきているが、我が国においては、ジオテキスタイル以外については手付かずの状態である。こうした中で、実務・現場における利用目的と用途は拡大の一途を見せており、中でもジオメンブレン（GM）やクレイライナー（GCL）などの遮水性ジオシンセティックスは、農水や建設分野のため池やダム・貯水池の遮水材としてだけでなく、廃棄物処分場の防水・遮水シートとして環境分野における利用が急速に拡大してきている。また、海外においては、ISO（国際標準化機構）や ASTM（米国）によって、ジオシンセティックスに関する試験法の体系的な整備及び国際規格制定の推進が精力的に進められている。このような諸情勢に早急に対応する必要がある。」

この報告書に記されている GM（Geomembrane）とは、透水性の極めて小さい又は不透水性の膜状構造で、土木などの用途に使用される製品（JIS L 0221<sup>-1994</sup>）、あるいは、人工のプロジェク、構造物、システムにおける液体の移動を制御するために、その他の地盤工学分野の材料とともに用いられる、透水性の非常に低い人工の薄膜遮水材あるいは遮水物（ASTM D4833<sup>-1988</sup>）、と定義されている。本論文においても、シート状、あるいはマット状の土木用遮水材の総称として用いることとする（特に区別しない場合は、GCLを含むものとする）。また、GCL（Geosynthetic Clay Liner）とは、工場製品であり、典型的にはベントナイト粘土が、あるいは他の透水性の非常に低い材料が、ジオテキスタイルまたはジオメンブレンに縫い合わせ、縫い付け、または化学的接着剤により接合された遮水材（ASTM D4439<sup>-1995</sup>）、と定義されている。著者はこれを、ベントナイト系遮水マットと呼称している。

GM に関する試験は、大別すると材料確認試験と土中や基盤上で所期の機能を発揮し得るかを判断するための性能試験に分けられる。前者は、別称として指標試験または適合試験と呼ばれるように、材料単体としての所定の品質特性が確保されているか否かを調べる試験であり、製造時や施工時の品質管理に用いられる。後者は、使用する製品が用途と目



的・機能に適合した性能を有するか否か、また、施工後の状態が所期の目的・機能を維持しているか否かを調べる試験である。

本論文の目的は、貯水池の表面遮水工法に用いられる各種 GM について、主として性能試験法及びその結果の評価法を検討し、安全かつ経済的な貯水池表面遮水工法の設計・施工法の確立に資することである。検討対象 GM の利用の現状と研究開発の段階から、検討課題を大別すると、

[1] 高分子系 GM の貯水池表面遮水工法への合理的な適用法に関する検討

[2] GCL などベントナイト系遮水材の貯水池表面遮水工法への適用可能性に関する検討である。具体的には、次のとおりである。

[1] については、①貯水池表面遮水工法に用いられる高分子系 GM には、どのような種類があり、それぞれの力学的物性にはどのような特徴があるのか、② GM 利用上の弱点は接着・接合部であるといわれるが、その不安定は何に起因し、どの程度なのか、また、その安定性確保対策はないのか、③一般に非常に薄い GM は、突き破りなどにどの程度耐えられるのか、また、厚さの選定はどのようにして行うべきなのか、④ GM を用いた表面遮水工法は経済的であるというが、劣化することから耐久性を考えて評価すべきでないか、との課題に対し、実験結果の検討を通じて、適用の合理化を図るための指針を見い出すことが検討課題である。

[2] については、粘土鉱物であるベントナイトを遮水工法に活用することを前提として、①新しい材料である GCL の遮水性能はどの程度あるのか、その性能はどのようにして評価するのか、設計・施工法はどのようであるのか、②ベントナイト混合による現地発生土質材料の遮水性改良は、その経済性が確保できる範囲内ではどの程度可能なのか、を明らかにすることが検討課題である。

## 1.2 GM 利用の現状と試験・研究開発の動向

### 1.2.1 GM 利用の現状

1996 年現在の国内における GM（アスファルト系を除く）の市場規模は、旭化成工業㈱が調査した結果によると 1,070 万  $\text{m}^2$  であり、ここ数年、年率 3～5% 程度の微増傾向にある。使用原材料別には、Fig. 1.1 に示すように、ポリ塩化ビニル (PVC) 系と合成ゴム系

が過半を占めるが、近年 PVC 系の利用が減少し、それを代替するようにポリエチレン（PE）系が増えてきている。これは、1993 年になされた PVC 系の可塑剤問題についての報道の影響と、最大の需要分野であったゴルフ場向けが急減したためである。なお、エチレン酢酸ビニル（EVA）系は、ほとんど全てがトンネルの NATM 工法用であり、公共事業予算の伸びを直接反映した結果となっている。

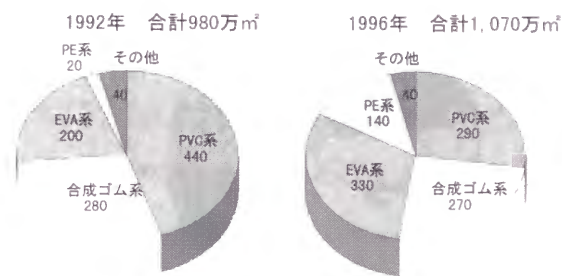


Fig. 1.1 国内の GM 原材料別使用動向

国内における各材料別の使用分野については、Fig. 1.2 に示すように、PVC 系や合成ゴム系は、公園の池・調整池，ゴルフ場人工池，農業用貯水池などの貯水分野（一部，農業用排水路，護岸・河川用を含む）に過半が使用されているのに対し，PE 系は，官公庁が管轄する一般廃棄物処分場及び民間企業が運営する産業廃棄物処分場に約 80%が使用されている。PE 系のほとんど全ては高密度ポリエチレン（HDPE）であり，利用目的と要求性能による GM の使用分野分けが明確となっている。

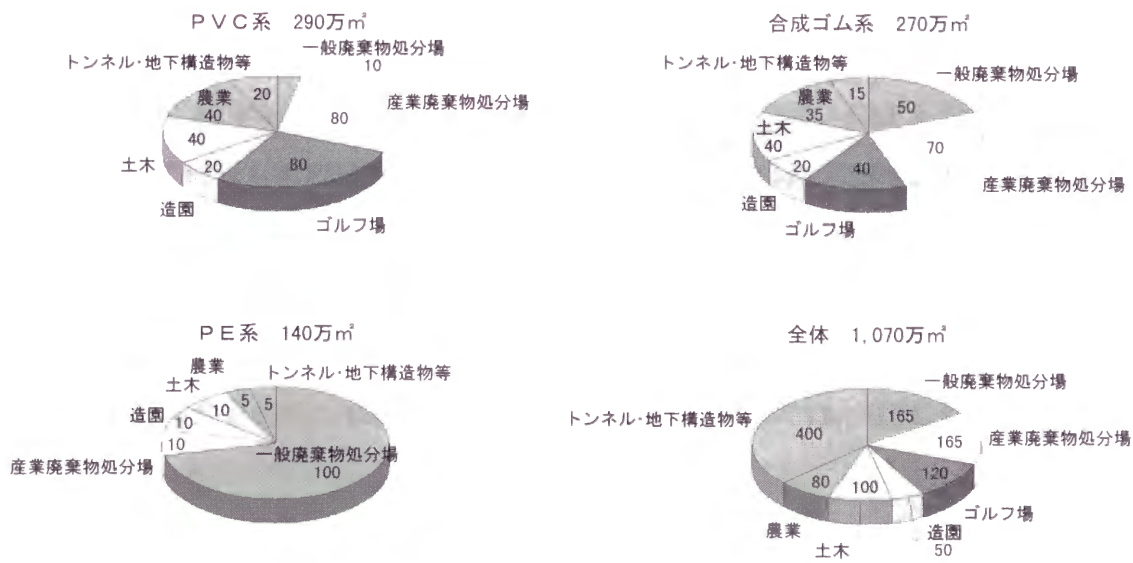


Fig. 1.2 1996 年における国内の主な用途



一方、北米における GM 使用原材料別状況は、国内の様相とは大いに異なり、Fig. 1.3 に示すように PE 系（HDPE 系及び超低密度ポリエチレン（VLDPE）系）が約半分を占める（Koerner,R.M., 1994）。これは、1984 年の米国「資源の保存と回復に関する法律」の改正により、廃棄物処分場には、GM のダブルライナーシステム（米国環境保護庁（EPA）、1985）の採用が義務づけられ、GM には HDPE 系が推奨されたことの影響が大きいと思われる。また、GM 原材料に加硫ゴム系が見られず、非加硫ゴム系のクロロスルホン化ポリエチレン（CSPE）系が利用されている。さらに、GCL も利用が開始されている。それら GM の用途は、廃棄物処分場の遮土工と覆工に 50%、液体廃棄物の封じ込め用に 25%と、全体の約 75%が環境分野で利用されている（Jagielski,K., 1990）。

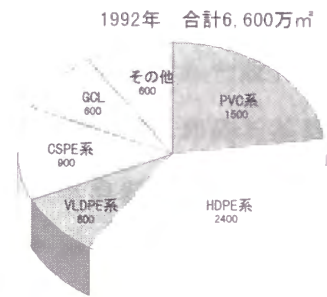


Fig. 1.3 北米における GM 原材料

#### 1.2.2 GM の試験・研究開発の動向

欧米における GM の試験・研究開発の動向は、当然ながら GM の利用の現状に大きく左右され、研究対象 GM は熱可塑性樹脂系、特に HDPE 系が主体である。これは、現在、ジオシンセティックスの利用に関する欧米におけるオピニオンリーダーとなっている Drexel 大学 Geosynthetic Research Institute の Koerner,R.M が、“Designing with Geosynthetics” の First Edition を 1986 年に著し、その中で、GM としての合成ゴム系の存在は認めているものの、論じるべき GM 材料の大部分は熱可塑性材料に位置づけられる合成樹脂系であると明記していることの影響が大きいと考えられる。この彼の材料観の影響が、上述した EPA や ASTM に色濃く反映される結果となっている。なお、その後、1990 年に Second Edition が著され、各種試験方法についての記述が追加されるとともに、GCL の概要が紹介された。1994 年の Third Edition においては、GCL に関して章が割かれるに至っている。

具体的に、海外における試験・研究開発の動向を見てみると、例えば、1995 年にナッシュビル（米国）で開催された国際ジオシンセティックス学会で発表された GM 関係の論文 37 件の内訳は、材料素材別には、HDPE 関係 22 件、PVC 関係 9 件、CSPE 関係 5 件、GCL 関係 8 件である（重複あり）。また、対象分野別では、環境分野関連 16 件、材料耐久

性関連 9 件，力学的物性試験関連 8 件，貯水池関連 3 件，その他 2 件である（重複あり）。貯水池関連の内訳は，調整池堤体の垂直遮水壁として HDPE 系を使用した設計施工事例（Bliss,M. & Brunette,P.T.；米国開拓局），HDPE,VLDPE,CSPE,PVC の砕石基盤上の耐水圧性試験（Comer,A.I. & Dewey,R.L.；米国開拓局），及び貯水池表面遮水に用いられた CSPE 系の実材令 16 年後の力学的特性（Well,L.W.；米国）である。一方，GCL 関連の内訳は，GCL 重ね合わせ接合部の定性的遮水性能評価（Cooley,B.H. & Daniel,D.E.；米国），不同沈下発生時の GCL 重ね合わせ部の遮水性現場観測（Weiss,W., Siegmund,M. & Alexiew,D.；ドイツ），ニードルパンチ製 GCL のせん断強度試験（Heerten,G., Saathoff,F., Scheu,C. & von Maubeuge,K.P.；ドイツ），損傷のある GM の下に GCL を用いた場合の浸出水量低減効果（Wilson-Fahmy,R.F. & Koerner,R.M.；米国），GCL の環境分野施設への適用現場報告 3 件である。

このように，この国際学会では，本論文での主要な検討材料である合成ゴム系の GM に関する試験・研究論文は見あたらない。こうした中で，1993 年にサルデーニャ（イタリア）で開催された第 4 回国際廃棄物シンポジウムにおいて，Peggs,I.D.（米国）が，廃棄物最終処分場の遮水用 GM の選択に当たって現在は HDPE 系が選ばれることが多いが，これとは性質や性能が大きく異なる GM 素材があることも知っておく必要があると問題提起し，合成ゴム系 GM であるエチレンプロピレンゴム（EPDM）系も例示していることは注目される。また，1995 年にシンガポールで開催された第 5 回ジオテキスタイル，ジオメンブレン及び関連製品に関する国際学会においては，主検討材料は PVC 系であるものの，合成ゴム系 GM であるブチルゴム（IIR）系や EPDM 系を比較試料とした，パンクチャー試験における突き破り速度依存性（Vidal,D.；ブラジル，Gourc,J.-P. & Purwanto,E.；フランス）と，促進劣化試験による耐久性（Bernhard,C., Girard,H. & Gousse,F.；フランス）に関する二つの論文が見られる。

一方，国内における GM に関するここ 10 年間の試験・研究開発の動向も，廃棄物最終処分場分野でのトピックスと極めて関連が深い。1985 年の八王子市内処分場での汚水漏れの発覚を契機に，HDPE 系が国内の GM 分野に導入され，1990 年には HDPE 系にベントナイトを接着した複合材料が登場した。1991 年，西多摩郡日の出町廃棄物処分場における汚水漏洩が問題化し，1993 年，PVC の可塑剤問題が TV 放映された以降，処分場向け GM に要求される性能が厳しくなり，各メーカーの新材料開発が活発化した。その結果，VLDPE，ポリウレタンゴム（PU），高吸水性樹脂，水膨潤性ゴムなどの材料を使用した GM や，GCL，

高濃度ゴム成分の熱可塑性エラストマー（TPE）が開発されつつある。これは、HDPE の欠点とされる施工性の悪さを改良する軟らかい GM への指向、遮水材そのものの自己修復性に期待する安全性重視の現れであると考えられる。また、1995 年 12 月、最終処分場の構造は、GM を二重にし、その間に排水層を敷設した構造、あるいは十分な厚さの粘土層の上に GM を敷設した構造、などでなければならない、とした厚生省の基準強化通達が出され、ダブルライナー工法、GCL 工法が注目されるようになってきている。こうした結果、現段階では、強度と施工性の改善、安全性と経済性の追求を中心テーマとして、その材料開発・技術開発はますます活発化しており、自己修復性を旨とした多層・複合遮水材の開発（松本ら、1994；三宅・瀬尾・西田・中村ら、1995a・1995b・1996a・1996b；泊瀬川ら、1996a・1996b）、漏水の検知技術とそのシステム化に関する研究（今林ら、1996；森吉ら、1996；西山ら、1996・1997；大野ら、1997）が展開されつつある。また、廃棄物処分場用 GM の材料評価法（森・中西ら、1995・1996・1997）に関する研究の動きが見られる。

これに対し、最近の貯水分野の試験・研究開発の動向は、試験法に関する実験的研究、工事実施に伴う課題解決に向けた研究報告が主体である。三木らは、ASTM における GM に関する諸試験方法と日本工業規格の「合成高分子系ルーフィングシート（JIS A 6008）」に規定された試験方法を比較し、水圧等の外力が加わった場合の敷設面に対しての突き破り抵抗、接合部の強度、土中での安定性や耐久性に関する試験方法と品質基準が確立されていないとし、PVC・EPDM・HDPE 系の GM に関する耐水圧試験方法とその試験結果（1991）、さらに、PVC・EPDM・HDPE・AS 系の GM 及び GM 接合部の引張強さと耐薬品性・耐候性に関する試験方法とその試験結果（1994）を報告している。これらは、農業用貯水池分野でなされてきた試験・研究結果の延長線上にあるものである。すなわち、海老名ら（1970）は、1940 年代後半から 1960 年代前半にかけて米国開拓局において開水路のライニング用にその開発が進められていた GM 利用技術を発展させ、農業用貯水池への利用を目的とした、IIR、クロロプレンゴム（CR）系等の GM の耐薬品性・耐候性や耐水圧性、接着部の強度について、その試験方法を示し、結果を報告している。また、耐水圧性試験方法については、中島ら（1987）が定型化した試験法を示し、EPDM 系の GM について、系統的な試験結果を示している。さらに、長束らは、接合部の耐水圧性や水密性（1990）、経年変化特性（1995）についても報告している。なお、三木ら（1995・1996）は、GM に破損がある場合や GM を溶着させないで重ねただけで用いた場合の、さらには GCL と組み合わせた場合の漏水状況について試験を行っている。また、長束ら（1997）は、水

圧が負荷された場合の柔軟な GM の基盤局部凹部における引張破断メカニズムを理論的に明らかにしている。一方、工事実施に伴う課題解決に向けた研究報告については、本論文でケーススタディとして取り上げる東海農政局万場調整池（藤井，1990）、電源開発（株）沖縄海水揚水発電上部調整池（瀧本ら，1995・1996）、北海道開発局丸山調整池（伊藤ら，1997）の他、PVC 系の GM を使用した東京電力（株）栗山ダム（Yoshikosi,H.ら，1994）、EPDM 系の GM を使用した北海道開発局大原調整池（近藤ら，1997）などがある。

この他、GM については、土木建築分野での遮水膜工法（千田ら，1993a・1993b）、河川堤防の浸透水制御対策（山村ら，1990・1996）、地すべり対策（三木・山本ら，1995a・1995b・1996・1997；馬場・綱木ら，1996・1997）への利用に関する研究が見られる。

GCL に関しては、貯水池への利用（長束ら，1993・1998；土弘ら，1993；大西ら，1993）や、廃棄物処分場への利用（高橋ら，1996・1997）を目指した研究が開始されている。

ベントナイト混合土に関しては、フィルダムや河川堤防の止水機能の強化（田中・八鍬・平ら，1994a・1994b・1995a・1995b・1996a・1996b・1997；宮内ら，1995；平野・山口ら，1996・1997）、一般廃棄物処分場の遮水（花嶋ら，1996）や放射性廃棄物埋設施設のバリア（中島・吉田・三谷・藪内ら，1994・1996a・1996b・1996c；，緒方ら，1994；五十嵐・今村・谷澤・石原，1996a・1996b・1996c・1996d）に利用する研究が進められている。

### 1.3 研究の方法

貯水池表面遮水工法における GM の性能は、構成される遮水システム全体の性能として評価されるべきである。従って、遮水システムが構築され運用される具体的現場条件との関係において、その性能を調べ評価することが重要である。そこで、本研究においては、以下に示すケーススタディ事例に基づいて研究課題を抽出し、その課題検討に必要な室内モデル実験を実施し、得られた実験結果の一般化を図るという研究手法を用いた。

東海農政局万場調整池（表面遮水壁型フィルダム、貯水池底面全面表面遮水、満水面積 343,000m<sup>2</sup>、最大水深 23m）は、GM の高水深貯水池への適用事例であり、耐水圧性からの GM 厚さの選定基準の指標化、現場接着作業上の気象制約条件の明確化、不同沈下発生時の安全性確保などが課題である。



北海道開発局丸山調整池（半盛半切形式の全面表面遮水型貯水池，満水面積 72,000m<sup>2</sup>，最大水深 12m）は，GM の寒冷地貯水池への適用事例であり，寒冷地での使用に適した GM の開発，施工気象条件の影響を極力排除できる接着方法の確立，異種素材 GM の接合方法の確立などが課題である．また，電源開発(株)沖縄揚水発電上部調整池（半盛半切形式の全面表面遮水型貯水池，満水面積 46,000m<sup>2</sup>，最大水深 23m）は，丸山調整池の対極にある高温高湿地域に位置する貯水池である．

農用地開発公団中国管内貯水槽，及び同公団奥久慈地区貯水池は，GCL をファームポンド底盤部や小規模貯水池の表面遮水材として利用する試験施工事例であり，設計・施工上の課題を明確にすることが課題である．

中国四国農政局香川農地防災事業地区ため池は，ベントナイトの混合による土質遮水材料改良の検討事例であり，現地マサ土の遮水性改良度合いを検討することが課題である．

#### 1.4 本研究の概要と論文構成

本研究の概要を，1.1 の目的に従って検討課題としてまとめると，次のとおりである．末尾の括弧内に記述する章を示す．

##### [1] 高分子系 GM の貯水池表面遮水工法への合理的な適用法に関する検討

- ・ 力学的物性の温度依存性に関する検討（第 2 章）
- ・ 接着・接合部の力学的安定性と水密性確保に関する検討（第 3 章）
- ・ 耐水圧性評価法に関する検討（第 4 章）
- ・ 力学的物性の経年劣化特性に関する検討（第 5 章）

##### [2] GCL などベントナイト系遮水材の貯水池表面遮水工法への適用可能性に関する検討

- ・ GCL の遮水性能に関する検討（第 6 章）
- ・ ベントナイトの混合によるマサ土の遮水性改良に関する検討（第 7 章）

以下に，各章の内容について簡単に述べ，本研究について概説する．

第 2 章では，貯水池の表面遮水材として使用されている各種 GM の性能を評価する代表的な力学的物性値の温度依存性を比較検討する．対象とする GM は，EPDM 系，HDPE 系，TPE 系，PVC 系，アスファルトパネル（AS パネル）であり，比較する力学的物性値は，引張強さ，切断時伸び，引張応力である．また，検討する温度は－40℃から+60℃ま

での範囲である。これは、安全で合理的な表面遮水工法を設計する場合の出発点となる材料選定のあり方について検討することを意図している。配合設計を工夫することによって温度変化による物性変化を緩和できる可能性のある EPDM 系については、その極寒冷地での使用を前提とした GM の開発を試みる。

第 3 章では、GM を用いた遮水工法の弱部と考えられている現場における接着・接合部の力学的安定性と水密性を、施工時、供用時の気象環境条件を変化させた実験結果をもとに評価する。EPDM 系において、現場作業上の制約要因となる GM 相互接着時の温度・湿度条件が接着部の安定性に与える影響については、その原因と影響度を明らかにし、気象制約条件を緩和できる接着方法を提案する。不同沈下発生時の GM 相互接着部及びコンクリート構造物との接合部における水密性の確保についても、実験結果に基づいてその対策法を提案する。異種材料 GM 間の接合については、EPDM 系とアスファルト、EPDM 系と TPE 系の組み合わせを事例として取り上げ、その接合メカニズムの検討結果を踏まえ、具体的接合方法を提案する。一方、近年多用化される傾向にある工場における接着・接合による GM の拡張において、工場加熱圧着直近部に GM の変質が起こりうることを指摘する。

第 4 章では、GM の厚さの選定基準となる耐水圧性を評価する方法について述べる。ここでの主課題は、局所的な凹凸がある基盤上に柔軟な GM が敷設された場合、その空隙部の凹部で引張破断を起こす現象を解明することである。そのため、モデル基盤上に敷設した GM の耐水圧実験結果に基づいて、その破断メカニズムを説明できる理論モデルを構築する。理論モデルは、GM に水圧が作用すると基盤空隙部の壁との摩擦力によって拘束を受け、その伸びる領域が順次縮減されることにより引き起こされる現象を説明する二次元、三次元局部引張破断理論モデルと、耐水圧実験中に生じる GM の粘弾性挙動を説明する引張速度依存性モデルより構成される。

第 5 章では、GM を用いた表面遮水工法の経済性を検討するため、各種 GM の耐久性を評価する。評価方法は、GM を表面遮水材料として用いた試験池、貯水池からサンプリングを行い、実材令の経年劣化を調べる方法を採用する。これは、現在の GM の耐久性評価は、促進劣化試験の結果によるものであり、この促進劣化試験はある程度定量的な評価はできるが、GM の実材令の耐久性が確認されているものではないという指摘に 대응するためである。

第 6 章では、高分子系 GM に比べて、より施工性面・経済性面・耐久性面・維持管理面で優れた材料である可能性を秘めている GCL について、その貯水池表面遮水材としての利用技術の確立を目指して、設計・施工法を順次段階的に検討する。まず、実験用に試作した粒状体型 GCL を用いて実際の施工規模に準じた大型モデル実験を行い、施工現場では不可避となる GCL 相互及びコンクリート構造物との接合部分を含めた GCL 遮水工法の概括的な遮水性能を評価する。次に、この実験結果から遮水工法を評価する上で重要なポイントであることが明らかとなった GCL 接合部の遮水性能について、接合部からの漏水量を計測できる実験方法、その評価方法を検討し、新たに大型透水試験装置を試作する。この試験装置を用いて、施工現場で導入が予定されている予備膨潤型 GCL 市販品について精密なモデル実験を行い、GCL の遮水システムとしての遮水性能を明らかにする。また、実際の現場施工を想定した場合に起こり得る、損傷・乾燥亀裂の発生に対する GCL の自己修復性、草根の貫入に対する耐性、斜面敷設時の安定性についても明らかにする。

第 7 章では、透水性基準を満たさない土質材料の改良について、ベントナイトの透水性抑制材としての利用を検討する。これは、自然環境保全の見地から林地開発に対する規制が強化され、安定的かつ遮水性能的にも問題のない刃金土材料の確保が困難になっている現場において、自然景観に配慮する観点から高分子系 GM の利用もできないため池改修予定地域における遮水材確保対策の一環として検討するものである。

第 8 章では、以上の検討結果を要約し、本研究の結論とする。

## 引用文献（第 1 章）

- 馬場一秋・綱木亮介・田井中 治・岩崎公俊・坂本佳一・永見 浩（1996）：ジオメンブレンの敷設効果に関する数値シュミレーション，第 31 回地盤工学研究発表会，pp.2001～2002
- Bernhard,C., Girard,H. & Gousse,F.(1995) : Laboratory and in situ Studies on the Durability of Geomembranes, Fifth International Conference on Geotextiles, Geomembranes and Related Products, pp.1149～1152
- Bliss,M. & Brunette,P.T.(1995) : Reach 11 Dikes Modification:A Vertical Barrier Wall of HDPE Geomembrane ,Geosynthetics '95, pp.147～159
- 千田昌平・出口敏博・稲川浩一・三浦 仁（1993a）：チェーンカッター方式による薄壁・遮水膜工法の開発ーメンブレン同時挿入工法ー，第 25 回土質工学研究発表会，pp.2109～2110
- 千田昌平・尾身博明・生原 修・山口政嗣・陣内直樹（1993b）：チェーンカッター方式による薄壁・遮水膜工法の開発ー銅製パネル同時挿入工法ー，第 25 回土質工学研究発表会，pp.2107～2108
- Comer,A.I. & Dewey,R.L. (1995) : Bureau of Reclamaion Experiences Lining the Rough Subgrade at Black Lake Dam, Geosynthetics '95, pp.497～508

- Cooley,B.H. & Daniel,D.E. (1995) : Seam Performance of Overlapped Geosynthetic Clay Liners , Geosynthetics '95, pp.691~705
- 海老名芳郎・竹内正一・岩崎和巳・菊岡保人(1970) : 薄層舗装材料の貯水池への応用に関する研究—合成ゴムシートの材質と小容量貯水池の施工について—, 農業土木試験場技報 C (造構) 第 8 号, pp.17~41
- EPA (1985) : Minimum Technology Guidance in Double Liner System for Landfills and Surface Impoundments-Design, Construction, Operation, U.S. Environmental Protection Agency
- 藤井 修(1990) : 万場調整池合成ゴムシート遮水工法について, 平成元年度農業土木技術研究会研修会テキスト, pp.43~65
- 八畝 昇・深沢栄造・平 和男・田中俊行(1994b) : 礫混入ペントナイト混合土の透水係数に関する一考察, 第 29 回土質工学研究発表会, pp.2117~2118
- 花嶋正孝・松藤康司・島岡隆行・柳瀬龍二・真鍋和俊・中嶋 洋(1996) : ペントナイト混合法による遮水工に関する基礎的研究, 第 7 回廃棄物学会研究発表会講演論文集, pp.670~672
- Heerten,G., Saathoff,F., Scheu,C. & von Maubeuge,K.P.(1995) : Testing Interpreting and Designing the Long-Term Shear Strength of Geosynthetic Clay Liners, Geosynthetics '95, pp.867~877
- 平野和哉・山口嘉一・石平 進・峰村 修(1996) : ペントナイト混合土に対するピンホール試験, 土木学会第 51 回年次学術講演会, pp.520~521
- 五十嵐孝文・水品知之・今村 聡・末岡 徹(1996a) : ペントナイト・砂混合土の透水特性, 第 31 回地盤工学研究発表会, pp.329~330
- 今林 修・小西裕次・高橋 淳(1996) : 導電性しゃ水シートを用いた接合部の品質管理試験について, 第 7 回廃棄物学会研究発表会講演論文集, pp.710~712
- 今村 聡・末岡 徹(1996b) : ペントナイト・砂混合土の化学的安定性, 第 31 回地盤工学研究発表会, pp.331~332
- 石原輝之・五十嵐孝文・今村 聡・谷澤房郎(1996d) : ペントナイト・砂混合土の現場施工性, 第 31 回地盤工学研究発表会, pp.335~336
- 伊藤忠久・立石信次・坂根 勇(1997) : 丸山調整池のゴムシートを用いた遮水工法について, 第 40 回(平成 8 年度)北海道開発局技術研究発表会概要集 4 巻, pp.95~102
- Jagielski,K. (1990) : Geomembrane Market Report: A Solution That Ensures Growth, Geotechnical Fabrics Report , Vol.8,No.6, pp.27~29
- (社)地盤工学会ジオシンセティック試験方法検討委員会(1997) : ジオシンセティック試験方法検討委員会報告書, pp.1~2
- Koerner,R.M. (1994) : Designing with Geosynthetics, 3rd Edition, Prentice Hall, p.7, p.52
- 近藤 正・矢野正廣・福山敏治(1997) : 大原調整池における擁壁ゴムシート工法について, 第 40 回(平成 8 年度)北海道開発局技術研究発表会概要集 4 巻, pp.89~94
- 松本修一・井手口義郎・神徳守(1994) : 廃棄物埋立地における漏水感应型自己しゃ水不織布の開発, 第 5 回廃棄物学会, 研究発表会講演論文集, pp.373~375
- 三木博史・林 義之(1991) : ジオメンブレンの突き破り抵抗に関する考察, 土木学会第 46 回年次学術講演会, pp.766~767
- 三木博史・林 義之(1994) : 国内におけるジオメンブレンの現状, 国際ジオテキスタイル学会日本支部ジオメンブレン技術委員会, 第 1 回ジオメンブレン技術に関するセミナー, pp.28~46
- 三木博史・持丸章治・野口典孝(1995) : ジオメンブレンの漏水と遮水性に関する研究, 土木学会第 50 回年次学術講演会, pp.152~153
- 三木博史・鳥井原誠・山本 彰・井上秀治(1995a) : 地すべり対策としてのジオメンブレン降雨浸透防止工法に関する研究—ジオメンブレンと砂の摩擦抵抗特性について—, 第 30 回土質工学研究発表会, pp.1773~1774



- 三木博史・井上秀治・田島健司・新坂孝司・熊谷浩二(1995b)：ジオメンブレンなどによる地すべり地域の降雨浸透防止工法に関する研究—ジオメンブレンの重ね合わせ部の透水特質について—，土木学会第 50 回年次学術講演会, pp.150～151
- 三木 博・持丸章治・野口典孝(1996)：ジオメンブレンの重ね合わせ幅を変化させた耐水圧試験，第 31 回地盤工学研究発表会，pp.2131～2132
- 三谷泰浩・石井 卓・中島 均・平田征弥・吉田弘明・江崎哲郎・張 銘(1996b)：低レベル放射性廃棄物処分施設におけるペントナイト混合土のせん断変形時の透水特性，土木学会第 51 回年次学術講演会，pp.546～547
- 三宅徹男・土弘道夫・瀬尾昭治・滝瑛一路・庭野孝治(1995a)：廃棄物処分場を対象とした自己修復性しゃ水シートの開発(その 1)—基本特性の検討—，土木学会第 50 回年次学術講演会，pp.1212～1213
- 宮内定基・酒井俊典・影浦直樹(1995)：ペントナイト混合によるマサ土の透水性の改良，農土誌 63 (5)，pp.501～506
- 森 芳信・梅村 順・西村 淳・平井貴雄(1995)：廃棄物処分場用遮水シートの材料評価方法，第 30 回土質工学研究発表会，pp.207～208
- 森 芳信・梅村 順・西村 淳・平井貴雄(1996)：廃棄物処分場遮水シートの突起物に対する抵抗試験，土木学会第 51 回年次学術講演会，pp.772～773
- 森吉昭博・小谷克己・石田道彦・黒岩正夫(1996)：真空管理システムでのしゃ水シートの補修実験結果(その 2)，第 7 回廃棄物学会研究発表会講演論文集，pp.683～684
- 中村充利・西田 孝・土弘道夫・瀬尾昭治・三宅徹男・庭野孝治(1996b)：廃棄物処分場を対象とした自己修復性しゃ水シートの開発(その 4)—野外敷設実験による評価—，土木学会第 51 回年次学術講演会，pp.594～595
- 中西 功・森 芳信・植村 順(1997)：産廃処分場遮水シートの突起物による突き刺しに対する抵抗性の検討，第 32 回地盤工学研究発表会，pp.123～124
- 中島賢二郎・篠田健吾(1987)：高水深下で使用するゴムシートの試験法，水と土，第 70 号，pp.91～98
- 中島 均・石井 卓・尾上篤生・緒方信英・小峯秀雄(1994)：放射性廃棄物処分施設におけるペントナイト混合土の膨潤圧の取扱いに関する一考察，第 29 回土質工学研究発表会，pp.323～324
- 長束 勇・中島賢二郎・鶴丸雄二郎(1990)：合成ゴムシートの遮水性能—農業用貯水池への適用を目的として—，防水ジャーナル 21.12，pp.56～57
- 長束 勇・毛利栄征・浅野 勇・大和真一・三浦信隆・福元信一(1993)：大型圧力容器によるペントナイト系遮水マットの遮水性能に関する基礎的実験—ペントナイト系遮水マットの貯水池への適用に関する研究(I)—，農業土木学会論文集 167，pp.73～80
- 長束 勇・浅野 勇(1995)：農業用貯水池における土木用遮水材による表面遮水工法，防水ジャーナル 26.12，pp.43～51
- 長束 勇・豊田裕道・浅野 勇(1997)：GM の耐水圧試験法とその結果の評価法，地盤工学会ジオメンブレン利用の現状と試験方法講演論文・資料集，pp.52～59
- 長束 勇・豊田裕道・小浪岳治・堀田法明(1998)：ペントナイト系遮水マットの接合部における遮水性能—ペントナイト系遮水マットの貯水池への適用に関する研究(II)—，農業土木学会論文集 193，pp.
- 西田 孝・土弘道夫・瀬尾昭治・三宅徹男・庭野孝治(1996a)：廃棄物処分場を対象とした自己修復性しゃ水シートの開発(その 3)—熱的特性と接合方法の検討—，土木学会第 51 回年次学術講演会，pp.592～593
- 西山勝栄・伊藤 洋・木内幸則(1996)：面電極法による処分場しゃ水シートの漏水検知システムの開発，土木学会第 51 回年次学術講演会，pp.586～587
- 西山勝栄・伊藤洋・木内幸則・古谷野直行(1997)：処分場しゃ水シート機能管理システムの検知精度について，土木学会第 52 回年次学術講演会，pp.448～449
- 緒方信英・小峯秀雄(1994)：ペントナイト—砂混合材料の透水係数に関する一考察，第 29 回土質工学研究発表会，pp.1883～1884
- 大西幸信・塚元伸一・上堂菌四男(1993)：顆粒状ペントナイトの吸水膨張特性と強度特性，第 25 回土質工学研究発表会，pp.873～874

- 大野文良・佐々木潤治・岡村康弘 (1997) : 廃棄物処分場における漏水検知システム (S Tライナス) の開発, 土木学会第 52 回年次学術講演会, pp.450~451
- Peggs,I.D.(1993) : Geomembranes for Landfill Liners and Covers :Is There a Choise?, Proc. 4<sup>th</sup> Intemational Landfill Symposium -SARDINIA 93, pp.325~332
- 老朽ため池研究会 (1982) : 老朽ため池整備便覧, 昭和 57 年度版
- 瀬尾昭治・土弘道夫・三宅徹男・滝瑛一路・庭野孝治 (1995b) : 廃棄物処分場を対象とした自己修復性しゃ水シートの開発 (その 2)ーしゃ水特性の検討ー, 土木学会第 50 回年次学術講演会, pp.1214~1215
- 平 和男・深沢栄造・田中俊行・須山泰宏 (1995a) : 礫混入ベントナイト混合土の含水比が透水係数に及ぼす影響, 第 30 回土質工学研究発表会, pp.1839~1840
- 平 和男・深沢栄造・田中俊行 (1996a) : ペンナイトを混合した遮水材料の透水関数の一整理方法, 土木学会第 51 回年次学術講演会, pp.542~543
- 高橋 聡・近藤三二・嘉門雅史 (1996) : ジオシンセチック・クレーライナーの重ね合わせ継目における透水性の評価, 第 31 回地盤工学研究発表会, pp.325~326
- 高橋 聡・近藤三二・嘉門雅史 (1997) : ジオシンセチック・クレーライナーの穿孔部位における透水性評価, 第 32 回地盤工学研究発表会, pp.163~164
- 瀧本純也・尾ノ井芳樹・池口幸宏 (1995) : 沖縄海水揚水発電技術実証試験パイロットプラント建設工事における上部調整池ゴムシート表面遮水工の設計・施工 (その 1 設計), 電力土木, No.260, pp.1~10
- 瀧本純也・尾ノ井芳樹・池口幸宏 (1996) : 沖縄海水揚水発電技術実証試験パイロットプラント建設工事における上部調整池ゴムシート表面遮水工の設計・施工 (その 2 施工), 電力土木, No.264, pp.1~8
- 田中俊行・八鍬 昇・平 和男・深沢栄造 (1994a) : 礫混入ベントナイト混合土の締固め特性について, 第 29 回土質工学研究発表会, pp.2143~2144
- 田中俊行・深沢栄造・平 和男・須山泰宏 (1995b) : 礫混入ベントナイト混合土の礫混入率が透水係数に及ぼす影響, 第 30 回土質工学研究発表会, pp.1837~1838
- 田中俊行・深沢栄造・平 和男 (1996b) : 礫混入ベントナイト混合土の動的変形・液状化試験, 土木学会第 51 回年次学術講演会, pp.240~241
- 田中俊行・深沢栄造・山本博之・平 和男 (1997) : ベントナイトを混合した遮水材料の膨潤圧と透水係数, 第 32 回地盤工学研究発表会, pp.317~318
- 泊瀬川孚・近藤三樹郎・正岡貞二・宮地秀樹 (1996a) : 自己修復性しゃ水工の実用化実験 (I), 第 7 回廃棄物学会研究発表会講演論文集, pp.664~666
- 泊瀬川孚・近藤三樹郎 (1996b) : 自己修復性しゃ水工の実用化実験 (II), 第 7 回廃棄物学会研究発表会講演論文集, pp.667~669
- 綱木亮介・馬場一秋・岩崎公俊・坂本佳一・永見 浩 (1997) : ジオメンブレンの敷設効果に関する数値シュミレーションー設計へのアプローチー, 第 32 回地盤工学研究発表会, pp.1847~1848
- 土弘道夫・阿部 裕・宮武正則・迎田克介 (1993) : 修景地用止水材の遮水性状について, 第 25 回土質工学研究発表会, pp.2243~2244
- Vidal,D., Gourc,J.-P. & Purwanto,E.(1995) : The CBR Puncture Test Applied to Geomembranes, Fifth International Conference on Geotextiles, Geomembranes and Related Products, pp.1113~1116
- Weiss,W., Siegmund,M. & Alexiew,D.(1995) : Field Performance of a Geosynthetic Clay Liner Landfill Capping System Under Simulated Waste Subsidence, Geosynthetics '95, pp.641~654
- Well,L.W. (1995) : Successful Performance of a CSPE Cover on Water Reservoir, Geosynthetics '95, pp.585~594
- Wilson-Fahmy,R.F. & Koerner,R.M.(1995) : Leakage Rates Through Holes in Geomembranes Overlying Geosynthetic Clay Liners, Geosynthetics '95, pp.655~668

- 森内耕一・山本正史・松田廣龜・廣 陽二・須山泰宏（1996c）：礫混りベントナイト混合土の強度特性，土木学会第 51 回年次学術講演会，pp.750～751
- 谷澤房郎・今村 聡・姉崎 進・五十嵐孝文（1996c）：ベントナイト・砂混合土の力学特性，第 31 回地盤工学研究発表会，pp.333～334
- 山口嘉一・吉田 等・石平 進・峰村 修・平野和哉（1997）：ベントナイト混合土に対する長時間ヒンホール試験，土木学会第 52 回年次学術講演会，pp.488～489
- 山村和也・今野 誠・垣内憲夫（1990）：ジオメンブレンの止水効果，第 25 回土質工学研究発表会，pp.713～714
- 山村和也・浜島浩美・朱 偉（1996）：ジオメンブレンによる堤防の浸透対策，土木学会第 51 回年次学術講演会，pp.566～567
- 山本 彰・鳥井原誠・平間邦興（1996）：地すべり対策としてのジオメンブレン降雨浸透防止工法に関する研究（斜面降雨浸透実験結果について），第 31 回地盤工学研究発表会，pp.2003～2004
- 山本 彰・鳥井原誠・平間邦興（1997）：地すべり対策としてのジオメンブレン降雨浸透防止工法に関する研究（その 2）－斜面降雨実験シミュレーション解析結果について－，第 32 回地盤工学研究発表会，pp.1849～1850
- 吉田弘明・今井 淳・森内耕一・中島 均・白石知成・石井 卓（1996a）：低レベル放射性廃棄物処分施設におけるベントナイトの膨潤時の透水特性，土木学会第 51 回年次学術講演会，pp.544～545
- Yoshikoshi,H. & Masuda,T.(1995): Application of Flexible Membrane Lining to A Reservoir, Fifth International Conference on Geotextiles, Geomembranes and Related Products, pp.569～572

## 第2章 GMの力学的物性温度依存性

### 2.1 概説

貯水池の遮水材として使用される GM の性能を評価する代表的な力学的物性値は、引張強さ、切断時伸び、引張応力などである。一般に、これらの評価物性値は、室温（20～23℃）で実施された試験データが用いられている。しかし、暴露状態で利用される GM の国内における環境気温は、-30～+35℃と幅が広く、北海道では-30℃以下になることも珍しいことではない。さらに、黒色系 GM の夏場の表面温度は、沖縄地方に限らずとも 60℃以上になる（田中，1996）。通常、合成高分子材料は感温性が高い材料であることから、使用環境温度の変化により非常に大きな物性変化を起こす可能性がある。従って、その物性の変化が設計上想定する許容値内であるのかどうかを検討した上で材料選定を進める必要があり、さらには、使用を予定する GM の物性の変化を十分考慮した上で設計を進めることが重要である。こうしたことから、それぞれの GM の温度依存性を的確に把握しておくことが、GM を用いた安全で合理的な表面遮水工法を検討する場合の出発点となる。

本章において、GM の力学的物性温度依存性に関する研究を行う目的で具体的研究対象事例に取り上げた北海道開発局旭川農業事務所共栄近文地区の基幹施設である丸山調整池は、寒冷地域（1979～1988 年の地域気象観測気温月報によると、近傍観測地点比布の最低気温は-31.4℃で、毎年-25℃以下である）に位置し、最大 12m の水深下で大規模に GM が使用される事例である。検討に先立ち、比較対象 GM に選定した EPDM 系、HDPE 系、TPE 系、PVC 系に関する基礎的技術資料をメーカ各社から収集した。その結果、GM の温度特性に関する技術資料は、各社、低温側は-20℃までであり、現地で経験するさらに低温時の温度特性に関する技術資料は不十分であった。また、試験方法も区々であった（第2節）。そこで、上記4種の GM に関して、同一の実験条件で引張試験を行い、それぞれの引張強さ、切断時伸び、引張応力といった力学的物性の温度依存性を比較検討する。同一実験条件とは、GM 厚さは 1.5mm、試験片形状はダンベル 3 号、サンプリング方向は長手方向、引張速度は 500mm/min である。検討対象温度範囲は、低温側は極低温の-40℃、高温側は+60℃である。（EPDM 系：第3節、HDPE 系：第4節、TPE 系：第5節、PVC 系：第6節）。また、ため池の遮水材として利用の多い AS パネルについても検討する（第7節）。こ

のうち、EPDM 系については、製造段階での配合設計を工夫することによって温度依存性による物性変化を緩和できる可能性があることから、その極寒冷地での使用を前提とした GM の開発を試みる。さらに、この試作結果を踏まえて、EPDM 系寒冷地用 GM が開発可能であるという前提のもとに、寒冷地貯水池で使用する GM が具備すべき性能を検討する。また、実験時の引張速度が力学的物性値に与える可能性が大きい AS パネルについては、引張速度が温度依存性に及ぼす影響を明らかにする。

## 2.2 表面遮水工法に使用されている GM

現在、農業用貯水池の表面遮水工法に使用されている GM には、合成ゴム系、合成樹脂系、アスファルト系、ベントナイト系、及びこれらの複合系のものがある。これらのうち、比較的多く使用されている GM は、合成ゴム系では加硫ゴム系の IIR と EPDM をブレンドしたもの、あるいは EPDM が 100% のもの、合成樹脂系では PVC 系のもの、アスファルト系では AS パネルである。この他、合成樹脂系には PE を材料素材とする HDPE 系、合成ゴムと合成樹脂の複合系には EPDM とポリオレフィン（エチレンの同族体）系樹脂をブレンドした TPE 系、ベントナイト系にはナトリウムベントナイトとジオテキスタイルを複合化したマット状の GCL、あるいは HDPE 系 GM にベントナイトを貼り付けたシート状の GCL、などがある。

一般に、GM に要求される特性は、①耐候性、耐オゾン性、耐熱老化性、耐高温・低温性といった使用される環境への耐性、②耐水圧・下地追随性、耐クリープ性、耐衝撃性、耐摩耗性、耐草性といった GM に作用する外部からの力に対する耐性、③耐薬品性、耐油・耐溶剤性、耐バクテリア性といった化学的安定性、である。そこで、各現場においては、使用される現場条件と適用される工法との関連から、施工性、経済性、維持管理の容易性、さらには景観をも総合的に勘案して、遮水材の選定が行われている。しかし、必ずしも明確な選定手法が確立されている訳ではない。なお、農業用貯水池分野では、AS パネル以外の GM の試験方法や試験値についての規格は定められていない。こうした実状から、建築分野で制定されている鉄筋コンクリート構造物の防水シートの規格「JIS A 6008 合成高分子系ルーフィングシート」を参考として、GM の基本特性試験を実施している場合が多い。

以下に、本論文において検討の対象とする GM の特徴などを概観する（長束ら、1995）。



## (1) 合成ゴム系及び合成ゴム・合成樹脂複合系

我が国における合成ゴム系（加硫ゴム系）GM 開発の先鞭は，建築防水分野における塗膜防水工法によってつけられた．1958 年に国内メーカ K 社は，酢酸ビニルやアクリル樹脂の乳濁液（エマルジョン）を用いた塗膜防水工法を登場させたが，これら防水塗膜材は長期耐久性に欠けるところがあり，特に酢酸ビニル系では事故の発生が見られた．この耐久性問題に対処するため，新しい防水工法として注目されたのがルーフィングシートとしての IIR シートである．IIR シートは，当時米国においては，灌漑用水路などの土木分野に使用され始め，商業化されつつあった．IIR は Fig. 2.1 に構造式を示すように，ゴム分子にある多数のメチル基  $\text{CH}_3$  が互いに絡み合い，ちょうど魚を捕る網の役目をして気体の分子がゴムの中に浸透してくるのを防止するため，他の汎用ゴムに比べて気体透過性が極めて小さいことから遮水性に優れていること，主鎖に二重結合を有するイソプレン（IR）は少量のため耐熱，耐候性が良いこと，が遮水シートの原料に用いられた理由である．

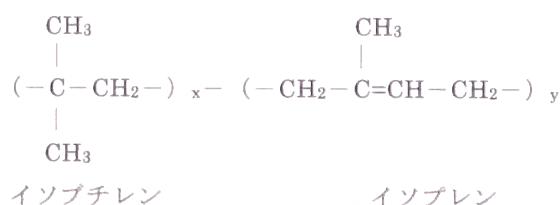


Fig. 2.1 IIR の構造式

そこで，米国メーカの支援を受けつつ試作研究が開始され，1962 年，我が国においても IIR シートの製造が開始された（合成高分子ルーフィング工業会，1993）．しかし，当初の IIR シートは IIR が 100%であったことから，耐候性が良いといえども主鎖に二重結合を含むため，シートが引張された状態では大気中のオゾンによる劣化を受け易く，施工後 2～3 年経過するとシート表面に亀裂が発生するという問題を内在させていた．この問題は，1964 年，Fig. 2.2 に構造式の例を示すように，主鎖に二重結合を有しない特殊ゴムであるエチレンプロピレン三元共重合ゴムである EPDM を IIR にブレンドすることにより大幅に改善された．EPDM の原型であるエチレンプロピレン共重合ゴム（EPM）は，1955 年，イタリアのナッタ（Natta）が開発したもので，エチレンの繰返しポリマー，すなわちポリエチレンは結晶化を起こしてゴム性を失いプラスチック性が出るが，プロピレンが入ると，そのメチル基が結晶化を邪魔してゴム状になるというものである（中川，1984）．二重結合を持た

ないことから化学的安定性は極めて良好であるが、逆に二重結合が無いため、反応性に乏しく通常の加硫が出来ない。そのため、わざわざ不飽和な第三の物質を加えてエチレンプロピレン三元共重合体を作り出す研究が行われてきた成果が今日の EPDM である。しかし、一方において、それはシートの接着性不足といった、新たな問題を生起させることとなった。当初の接着剤はクロロプレン系の接着剤であったが、その後、接着剤の開発がメーカ各社で進められ、現在は、ブチルゴム系の接着剤が主流となっている。

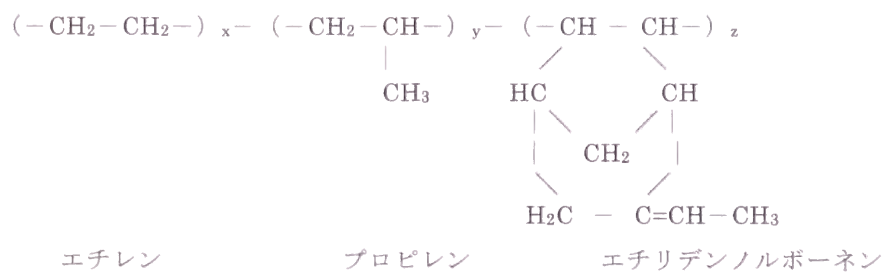


Fig. 2.2 EPDM の構造式の例

この加硫ゴム系 GM は、導入されて以来、貯水池の表面遮水材として国内各地で利用されており、その間、耐久性について改善がなされてきている。現市場での加硫ゴム系 GM は、EPDM が 60%以上ブレンドされている。また、EPDM が 100%の GM も市場に出されている。なお、我が国において加硫ゴム系 GM が貯水池の表面遮水材として使用されたのは、1967 年 12 月、現農業工学研究所の前身である農林省農業土木試験場（当時平塚市）の

Table 2.1 加硫ゴム系 GM の主な物理的性質

(JIS A 6008-1992 準拠)

性 能	試験項目	試験基準値
引張性能	引張強さ	750 N/cm <sup>2</sup> 以上 (76.5kgf/cm <sup>2</sup> 以上)
	伸び率	450% 以上
引裂性能	引裂強さ	250 N/cm 以上 (25.5kgf/cm 以上)
温度依存性能 (高温 : 60℃)	引張強さ 比	標準状態比 30% 以上
温度依存性能 (低温 : -20℃)	伸び率	200% 以上
加熱伸縮性能	伸縮量	伸び 2mm 以下 縮み 4mm 以下
劣化処理後の引張性能 (加熱処理)	引張強さ 比	標準状態比 80% 以上 150% 以下
	伸び率 比	標準状態比 70% 以上
劣化処理後の引張性能 (促進暴露処理)	引張強さ 比	標準状態比 80% 以上 150% 以下
	伸び率 比	標準状態比 70% 以上
劣化処理後の引張性能 (アルカリ処理)	引張強さ 比	標準状態比 80% 以上 120% 以下
	伸び率 比	標準状態比 80% 以上

標準状態 : 温度 20±2℃、湿度 65±20% (JIS Z 8703)

試験池が最初であり、使用されている GM は、IIR 75%,EPDM 25%のものである。この試験池は、1977 年 8 月、試験場のつくば市への移転に伴い移設され、現在も基礎データの蓄積を継続中である。

現在の JIS A 6008 による規格では、加硫ゴム系 GM は、引張強さ  $750\text{N/cm}^2$  以上、伸び率 450%以上、引裂強さ  $250\text{N/cm}$  以上と規定されており、農水分野においてもこの規格値を参考にして設計を行っている。しかし、例えば、一般に高分子材料は試験温度が変わると物性も変化することが考えられることから、使用現場での環境条件下での特性を把握しておくことが重要である。

一方、従来の加硫ゴム系 GM の現場での接着は接着剤によるのが一般的であるが、近頃では現場において熱融着による接着が可能なタイプの GM、すなわち合成ゴム・合成樹脂複合系 GM である TPE 系も使用されるようになってきている。TPE 系は、EPDM とポリオレフィン系樹脂をブレンドしたブロック共重合体であり、熱融着が可能なのはポリオレフィン系樹脂ブロック同士が熱融着できるためである。なお、TPE 系は HDPE 系と同様に、環境分野で主に使用されている GM である。

一般に、TPE 系は、伸び初期の引張強さ、引裂強さが大きい。しかし、引張破断時までの応力－ひずみ特性は加硫ゴム系の GM と著しく異にする。加硫ゴム系の GM は、常温では応力－ひずみ曲線が引張破断時までほぼ比例的であるゴム状弾性を示すのに対し、TPE 系は、伸びが数 10%以下で降伏点をむかえ、応力－ひずみ曲線が降伏点以降折れる形を示す。ブレンドされている合成樹脂の伸びに関する強度特性の影響が大きい結果といえる。

## (2) 合成樹脂系

軟質 PVC 系は、ゴム状弾性を持つ GM である。現市場では、ゴム状弾性を強化した高弾性 PVC 系も出回っている。一般に、安定剤、可塑剤、充填剤、改質剤など各種の助剤を配合して成形加工されているため、現場使用条件に合った特性を出す助剤が適切に配合された GM を選択することが重要である。特に、可塑剤については、その有無、量によって GM の硬さの調整ができることが PVC 系の一つの大きな特徴であるが、その可塑剤が紫外線等により損失を生ずると硬くなり伸びが低下する。また、温度変化により柔軟性が影響を受けやすい。従って、こうした影響を受けにくい使用環境条件下では、価格面で優れていることもあって、比較的多く使用されている。



Table 2.2 軟質 PVC 系 GM の主な物理的性質

(JIS A 6008-1992 準拠)

性 能	試験項目	試験基準値
引張性能	引張強さ	1000 N/cm <sup>2</sup> 以上 (102kgf/cm <sup>2</sup> 以上)
	伸び率	200% 以上
引裂性能	引裂強さ	400 N/cm 以上 (40.8kgf/cm 以上)
温度依存性能 (高温: 60℃) (低温: -20℃)	引張強さ 比	標準状態比 40% 以上
	伸び率	15% 以上
加熱伸縮性能	伸縮量	伸び 2mm 以下 縮み 4mm 以下
劣化処理後の引張性能 (加熱処理)	引張強さ 比	標準状態比 80% 以上 150% 以下
	伸び率 比	標準状態比 70% 以上
劣化処理後の引張性能 (促進暴露処理)	引張強さ 比	標準状態比 80% 以上 150% 以下
	伸び率 比	標準状態比 70% 以上
劣化処理後の引張性能 (アルカリ処理)	引張強さ 比	標準状態比 80% 以上 120% 以下
	伸び率 比	標準状態比 90% 以上

標準状態: 温度 20±2℃、湿度 65±20% (JIS Z 8703)

Table 2.3 高弾性軟質 PVC 系 GM の物理的性質

試験項目	試験値	測定方法
引張強さ	1600N/cm <sup>2</sup> 以上	JIS A-6008 (20℃±2)
伸び	300% 以上	JIS A-6008 (20℃±2)
引裂強さ	450N/cm 以上	JIS A-6008 (20℃±2)
比重	1.35 以下	JIS K-7112
耐寒性	-30℃ 以下	JIS K-6723

(土木シート協会設定値)

一方、HDPE は、エチレンを重合させて得られる熱可塑性樹脂のうち、結晶化度が高く、密度が 0.942g/cm<sup>3</sup> 以上 (JIS K 6748) の PE の総称である。HDPE 系の GM は、海外で廃棄物処分場ライニング材として使用する方法が普及し、それが我が国にも導入されるようになってきたものである。すなわち、1977 年に竣工した千葉県中田町の廃棄物埋め立て最終処分場が我が国で初めて EPDM 系 GM をその遮水用に採用した事例 (島岡, 1997) であるが、最終処分場遮水材としては、より耐外傷性、耐衝撃性に優れたものが望ましいことから、EPDM 系の引張強度特性、耐衝撃特性、引裂抵抗特性を高めた製品の開発と並行して、これらの特性を素材としてもつ HDPE 系の活用が比較検討され、採用されるようになってきたものである。従って、廃棄物処理関係の事業に馴染みの薄い貯水池分野においては、HDPE 系の利用技術についての研究に対する行政需要が低かったこともあって、この種の GM を

貯水池の表面遮水材として利用することを前提とした特性の検討は、緒についたばかりである。

一般に HDPE 系は、引張、引裂強さ、耐磨耗性が大きく、衝撃に対して強靱である。ただし、8~10%の伸びで引張降伏点をむかえ、ネッキング現象を生じる。また、他の熱可塑性樹脂と同様、温度変化の影響が大きい。さらに、使用条件によっては、クリープに注意が必要である。

### (3) アスファルト系

主として貯水池、水路の水利施設漏水防止を目的として、AS パネルが使用され始めたのは比較的早く、1960 年代半ばである。1970 年には農林省農地局が制定した土地改良事業計画設計基準第 3 部第 14 編水利アスファルト工（後編）において、AS パネル工法についての規定が定められている。AS パネルは、透水係数が  $10^{-9}$  cm/s オーダ以下の難透水性遮水材であり、基盤変形に対し粘弾性体としての挙動を示す。施工現場においては、アスファルト現場締固め工法との経済性、施工性比較により選定される。一般に、水深が浅い場合や舗設面積が小さい場合は経済的に有利であり、締固め工法の施工限界勾配が 1 : 1.5 程度であることに對し、それ以上急な場合でも施工可能とされる。なお、アスファルトの劣化や高温時の軟化を抑制するため、表面を特殊アスファルトでシールコートしたり、アルミペイント等の特殊塗料を塗布されることもある。

### (4) ベントナイト系

欧米を主体として開発されてきた GCL は、一般には粘土・繊維複合体からなるマット状の遮水材である。天然でしかも化学的活性を持つ粘土の一種であるナトリウムベントナイトを、適度の拘束条件下で水和膨潤させると、組織の緻密化によって不透水性層を形成する特性を応用したものである。覆土下で膨潤させた GCL は、水圧に応じてマット厚さは変化するが、透水係数は  $10^{-7} \sim 10^{-10}$  cm/sec オーダのほぼ一定の難透水性を示す (LaGatta, M.D. ら, 1997)。高分子系遮水材に比べて、遮水性、追従性、重量面でやや劣るが、遮水材として用いられているベントナイトは無機系の粘土であることから基本的に材料劣化はないこと、ベントナイトの持つ膨潤性と膠着性により GCL に生じた小さな穴やクラックは自己閉塞するという自己治癒性を有すること、GCL 相互の接合は基本的に重ね合わせで特殊技能を必要としないこと、などの特長がある。安全性や貯水効率の面から多少の漏水が許容され

る水利構造物に対しては有用な遮水材であると思われる。現在、国内では製造されていないが、国際市場製品化されている GCL は、ベントナイトとジオテキスタイルとの複合マット、ベントナイトと GM との複合マットの 2 種に大別される。前者はさらに、ベントナイトを接着剤で固定したタイプ、ニードルパンチ製法で固定したタイプ、縫い合わせ固定したタイプがある。また、ベントナイトが、粉状体のもの、粒状体のもの、予備膨潤されたものがある。

さて、本章における検討対象事例である丸山調整池の表面遮水工法用 GM として選定した比較供試体は、Table 2.4 に示す EPDM 系、HDPE 系、TPE 系、PVC 系の各々 2 製品であり、各社から力学的物性値の温度依存性に関する技術資料を収集した。

Table 2.4 比較供試体

比較供試体名	分類	種別	メーカー	特記事項
A	加硫ゴム系	EPDM 系 GM	M 社	EPDM100%
B	〃	EPDM 系 GM	S 社	EPDM70%・IIR30%
C	ポリエチレン樹脂系	HDPE 系 GM	T 社	比重 0.94
D	〃	HDPE 系 GM	Y 社	比重 0.95
E	合成ゴム・合成樹脂複合系	TPE 系 GM	B 社	EPDM20%・オレフィン80%
F	〃	TPE 系 GM	W 社	EPDM30%・オレフィン70%
H	ポリ塩化ビニル樹脂系	PVC 系 GM	E 社	軟質
I	〃	PVC 系 GM	P 社	高弾性軟質

収集した技術資料における記載事項は、各 GM ともに、合成高分子系ルーフィングシート JIS A 6008 3.品質、あるいは加硫ゴム物理試験方法 JIS K 6301 の試験項目を中心とした内容となっている。JIS では、温度依存性に関する品質を低温側は試験温度  $-20^{\circ}\text{C}$  における伸び率のみを規定していることから、資料もその範囲に留まっている。また、例えば、①引張試験方法も JIS では、その引張速度を加硫ゴム系 500mm/min、樹脂系 200mm/min としている、② 1993 年 2 月に制定された加硫ゴムの物理試験方法通則 JIS K 6250 では試験室の標準状態における温度を  $23\pm 2^{\circ}\text{C}$  としているが、それまでの JIS の規定では  $20\pm 2^{\circ}\text{C}$  であった、③試験結果の計算方法も、制定・改正の度に、加重平均、単純平均、中央値と変遷している、ことなどから必ずしも各技術資料に記載された試験値を同レベルでは比較できないものとなっている。従って、目的とする検討事項に照らし合わせると、①現地で経験する、さらに低温での物性に関する資料が不十分である、②比較という意味では試験条件・計算方法を同一にする必要がある、ことから統一的に試験を実施する必要があるといえる。

そこで、本論文においては、GM 厚さは 1.5mm を標準とし、試験片形状は Fig. 2.3 に示すダンベル 3 号，サンプリング方向は特に断らない限り Fig. 2.4 に示す長手方向，引張速度は 500mm/min，試験機は Fig. 2.5 に示す高精度多目的材料試験機（インストロン 5567）とした。

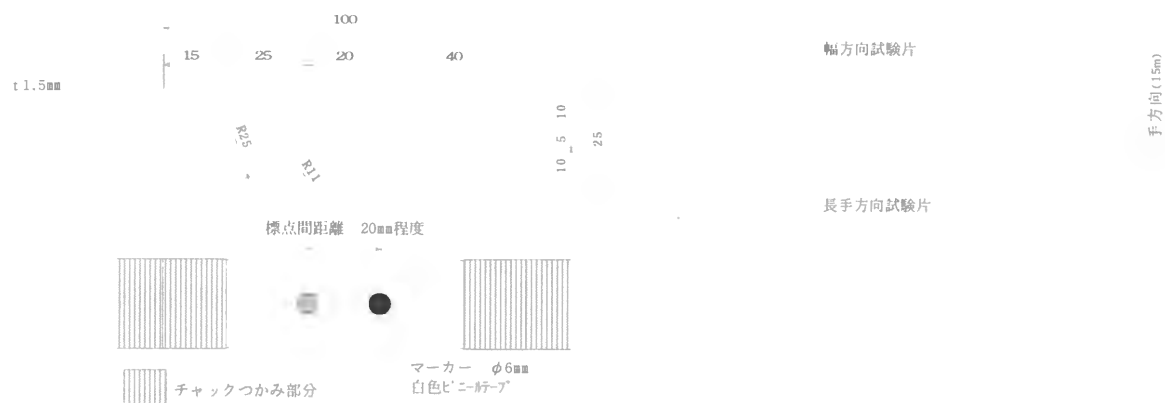


Fig. 2.3 ダンベル 3 号形詳細

Fig. 2.4 GM の列理の方向  
(寸法は EPDM 系 GM の例)

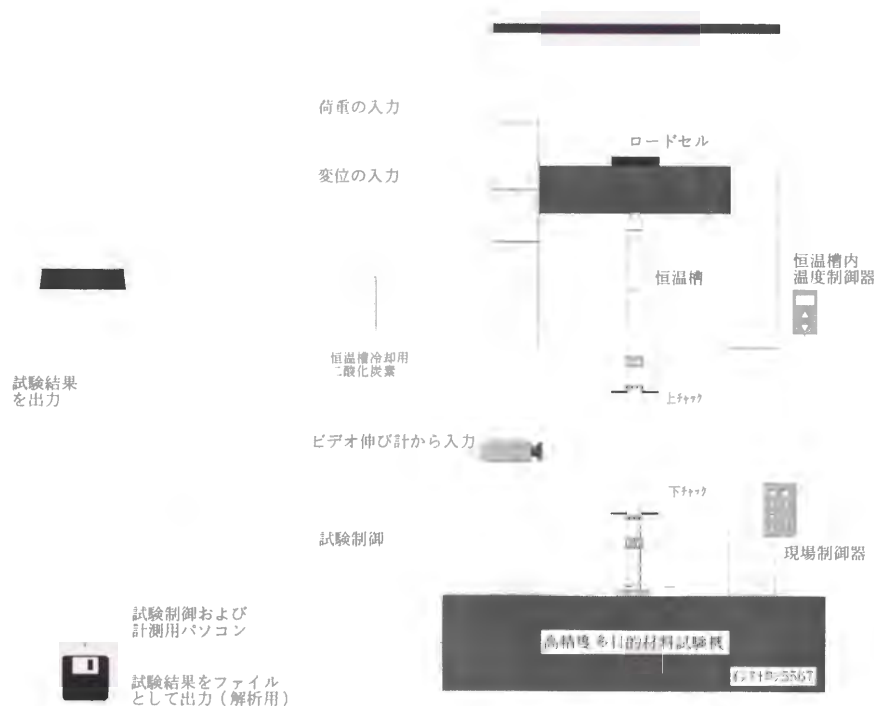


Fig. 2.5 高精度多目的材料試験機を用いた試験概要

## 2.3 EPDM 系 GM の温度特性

### 2.3.1 標準温度における長手方向と幅方向の物性比較

GM の温度特性を検討するにあたっては、まず、その基準となる温度（標準温度：本論文では、20℃とする）における物性値（以降、基準物性値と呼称する）が必要となる。EPDM 系 GM の基準物性値は、通常、長手方向と幅方向で異なるといわれている。すなわち、EPDM 系 GM は、工場での製造過程で押し出し工程を経るため、各メーカーともに出来るだけ物性の差を生じないように製造方法に工夫を凝らしているが、GM の長手方向と幅方向に物性の差を生じ易い。一般に、引張強さ( $T_B$ )、300%モジュラス( $M300$ )は長手方向が大きいといわれていることから、長手方向の方が強くて硬いことになる。

Fig. 2.6 は、昭和 62 年度及び平成 5 年度に実施した比較供試体 A, B, 及び参考供試体 G (EPDM 系 GM, K 社製, EPDM 70%・IIR 30%)の標準温度における引張試験結果に基づいて、 $T_B$ 、切断時伸び( $E_B$ )、 $M300$ について、各々長手方向と幅方向の物性を比較したものである。なお、ここで、 $T_B$ とは、引張試験において切断に到るまでに計測された最大引張力を試験片の断面積で除した値、 $E_B$ とは、切断時の標線間距離の試験片標線間距離に対する増分率、 $M300$ とは、伸び 300%時の引張応力である。

確かにほぼ全部の供試体で、 $T_B$ 及び $M300$ は、長手方

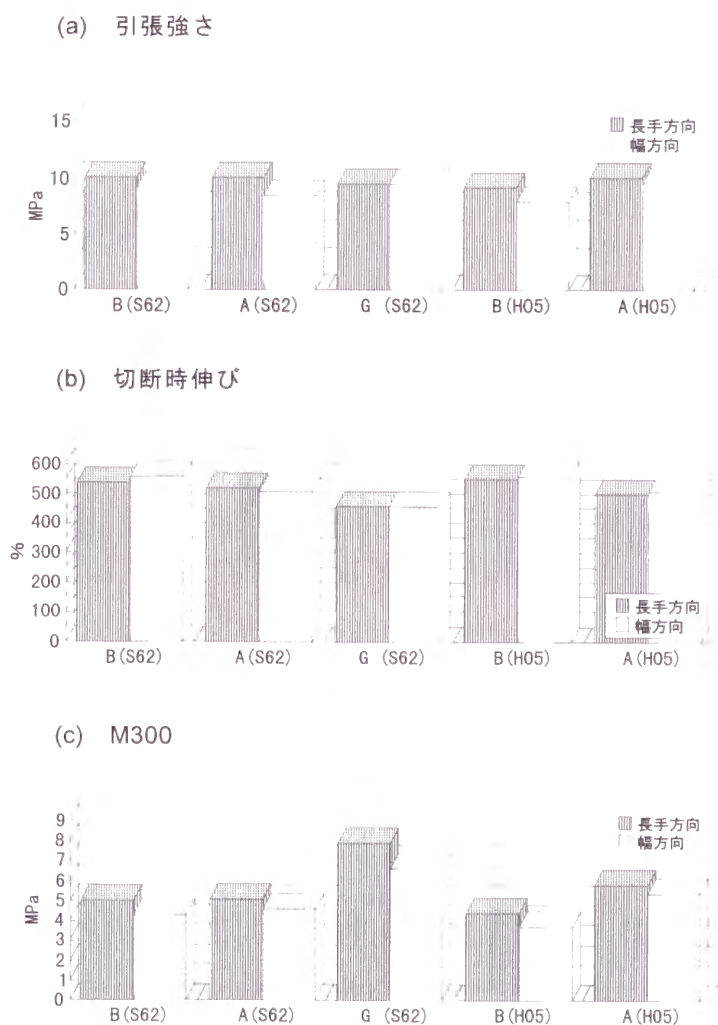


Fig. 2.6 EPDM 系 GM の基準物性値



向の方が幅方向より大きく、その差異は最大 15%程度ある。一方、 $E_B$ については、どちらが大きいともいえず、その差異があるとしても 5%以下である。

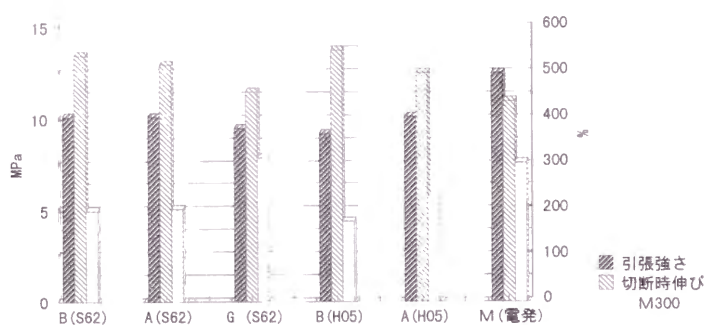
長手方向と幅方向の物性の差が施工段階で問題となるか否かは、現場での GM の割り付け計画上の工夫の問題であり、第 3 章で述べる水密性の確保の観点から問題となるシワの発生防止のためには出来るだけ同一方向に敷設する方がよいと考えられる。

### 2.3.2 各供試体の物性比較

Fig. 2.6, 2.7 は、各供試体の標準温度での物性を横並びで比較するため、引張試験結果を長手方向と幅方向に再整理して示したものである。なお、Fig. 2.6 の中で「M (電発)」とあるのは、第 1 章で述べた電源開発(株)沖縄海水揚水発電上部調整池で使用された EPDM 系 GM の実験結果である。各メーカー間、あるいは製作年度間で、物性にかなり差があることがわかる。勿論、実験供試体のサンプリングロットにより若干の差が出ることは十分考えられるが、大きな要因は、製

品の素材原料や配合設計の相違による差であると考えられる。本論文では、EPDM 系 GM の化学成分構成の相違に関する GM の物性比較を行うことを目的とはしていないが、一般に、EPDM 系 GM を構成する各原料(EPDM・IIR, 加硫剤, オイル分, 充填剤等)の配合が GM の特性に与える影響は、次のようである(木村, 1996)と言われている。EPDM 系 GM の主成分である EPDM・IIR (ゴム分)の増量は、ゴムとしての基本特性である強度、伸び、復元性を上げる。加硫剤の増量は、ゴム

(a) 長手方向



(b) 幅方向

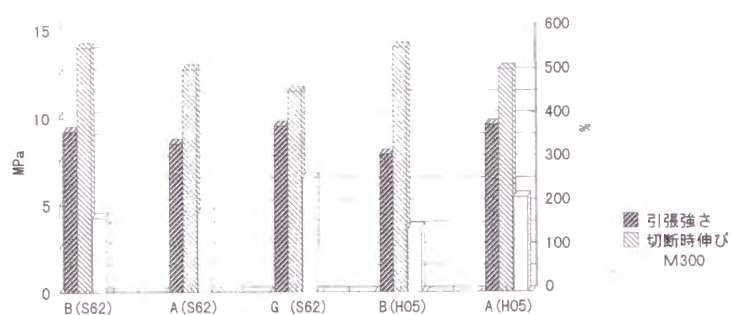


Fig. 2.7 EPDM 系 GM の物性比較 (20°C)

の架橋度を上げ、材令初期強度、弾性体としての性質を上げる。オイル分の増量は、加工性を高め、品質の安定性を高める。充填剤（カーボンブラック、シリカ等）の増量は、強度、紫外線劣化抑制、接着性を高める。

そこで、実験を行った供試体についてみると、「G (S62)」や「M (電発)」は、伸びに関する特性を抑えている。すなわち、 $E_B$ は小さく、 $M300$ は大きい。これは、長大斜面施工における GM のダレを抑えることを目的に配合設計されたためと考えられる。特に、「M (電発)」は、 $T_B$ も高めに設定されている。「B (H05)」については、この供試体が他に比べ、 $E_B$ が大きく、 $M300$ が小さい。これは、柔軟性、すなわち、基盤との馴染み易さに配慮した配合設計がなされていることがうかがえる。また、「A (H05)」は、「A (S62)」に比べ、 $E_B$ は小、 $M300$ は大と、やや硬めとなっている。

このように、EPDM 系 GM については、使用現場の条件に応じて、ある程度、配合設計段階で物性を変えられるものであることがわかる。従って、大量に GM を使用する現場においては、メーカーに所要の物性を明示して、適切な GM を導入することが重要であるといえる。

### 2.3.3 従来型 GM の温度特性

Fig. 2.8 は、現在、市場に広く提供されている製品（以降、従来型 GM と呼称する）である比較供試体 A の実験温度 60, 20, 0, -15, -25, -40℃における引張試験結果である。温度が低下するに伴い $T_B$ は大きくなるが、温度低下に比例するように $E_B$ は小さく、 $M300$ は大きくなる。すなわち、EPDM 系 GM の特長である、伸びに関する特性は著しく低下する。

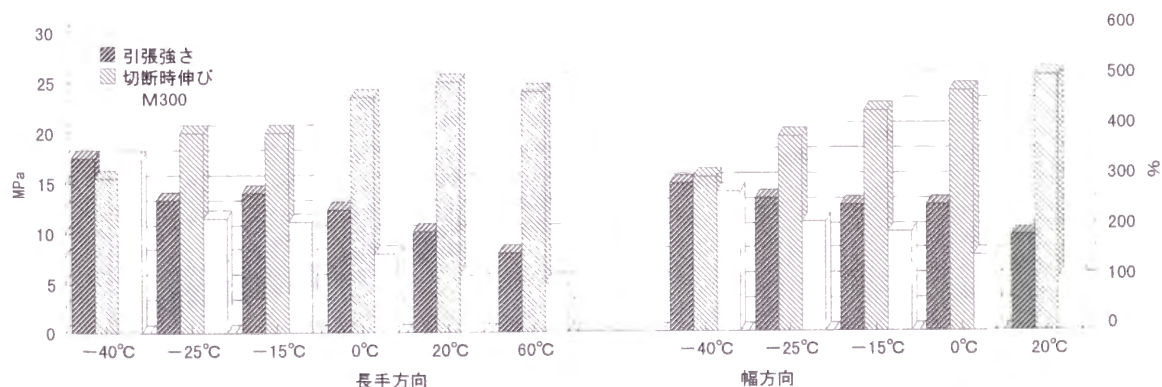


Fig. 2.8 EPDM 系 GM の温度変化による物性変化（従来型 GM）

そこで、標準温度での実験値を基準として、その保持率を整理してみると、Fig. 2.9 のとおりである。標準温度時に比べ、 $-40^{\circ}\text{C}$ では、 $T_B$ は1.5倍強であるが、 $E_B$ は1/2近くに、 $M300$ は3倍近くになっている。

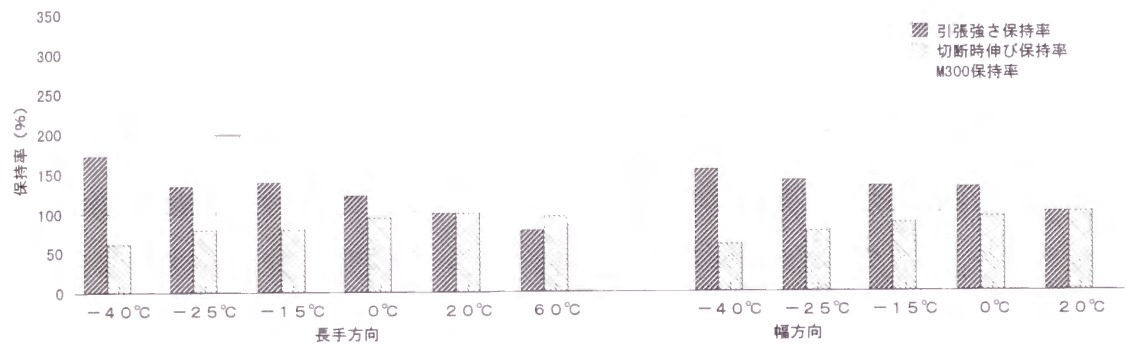


Fig. 2.9 EPDM 系 GM の温度変化に対する物性保持率（従来型 GM）

また、Fig. 2.10 は、各温度での引張試験結果の代表例を重ねて表示したものである。標準温度においては、引張応力と伸びが、ほぼ比例して大きくなっているが、低温になるにつれ、その比例関係が崩れ、 $-40^{\circ}\text{C}$ においては、引張応力が引張破断応力に近づくまで、伸びが極端に抑えられ、その後一気に伸びて破断することがわかる。この物性の変化が、実際

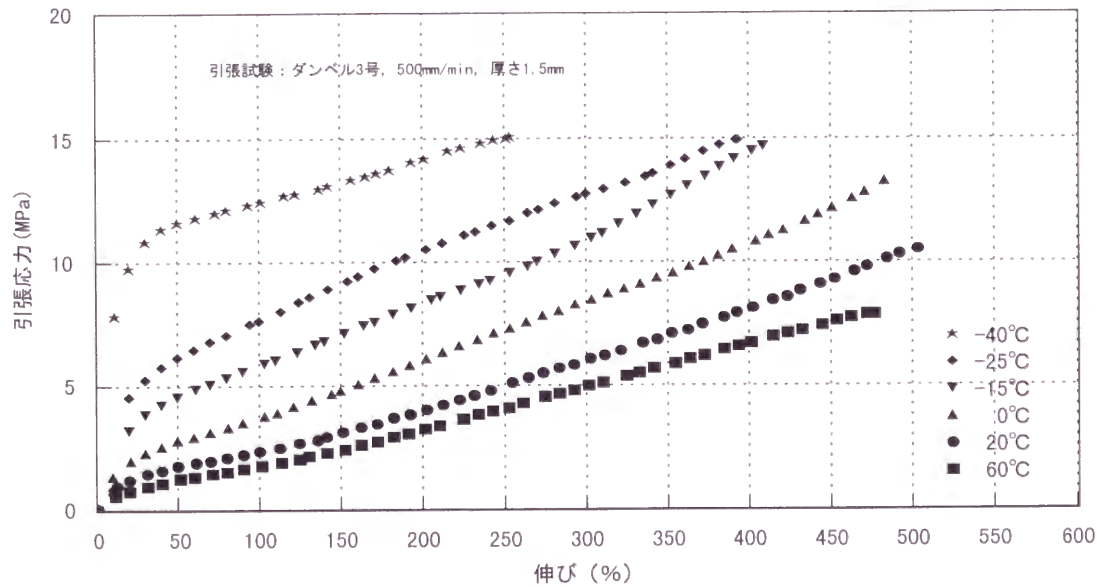


Fig.2.10 従来型 EPDM 系 GM の温度特性



の施工時及び施工後に、どのような悪影響を及ぼすかについては、2.3.5において検討するが、寒冷地においても EPDM 系 GM の弾性体としての特長に期待して、その使用を計画することから、これは極めて重大な物性変化である。

なお、以上の結果は、供試体 A，すなわち EPDM 100%の GM の実験結果である。現在市場には IIR がブレンドされている GM も広く提供されていることから、この低温特性が従来型 GM の一般的特性であるのかどうかを確認するため、EPDM 70%・IIR 30%である供試体 B についても実験を実施した。Table 2.5 は、供試体 A，B の各実験温度における引張試験結果を整理したものであり、Fig. 2.11 は、その実験結果の代表例を示したものである。

Table 2.5 従来型 GM の引張試験結果

実験温度	50M MPa	100M MPa	200M MPa	300M MPa	引張強さ MPa	切断時伸び %
60℃	1.3(1.2)	1.8(1.7)	3.2(2.9)	5.0(4.3)	7.8(7.7)	471(524)
20℃	1.8(1.8)	2.4(2.4)	4.1(3.9)	6.1(5.7)	10.5(9.7)	501(484)
0℃	2.8(2.8)	3.7(3.7)	5.9(5.7)	8.3(8.5)	13.3(12.9)	484(461)
-15℃	4.7(4.7)	5.9(5.9)	8.6(8.6)	11.2(11.8)	14.9(14.4)	421(418)
-25℃	5.9(6.9)	7.4(8.5)	10.4(10.9)	13.2(13.2)	15.2(14.9)	391(357)
-40℃	11.8(13.1)	12.6(13.4)	14.2(14.0)	— (—)	15.4(15.5)	262(302)

※ 外書きは供試体 A，( )書は供試体 B の実験結果である。

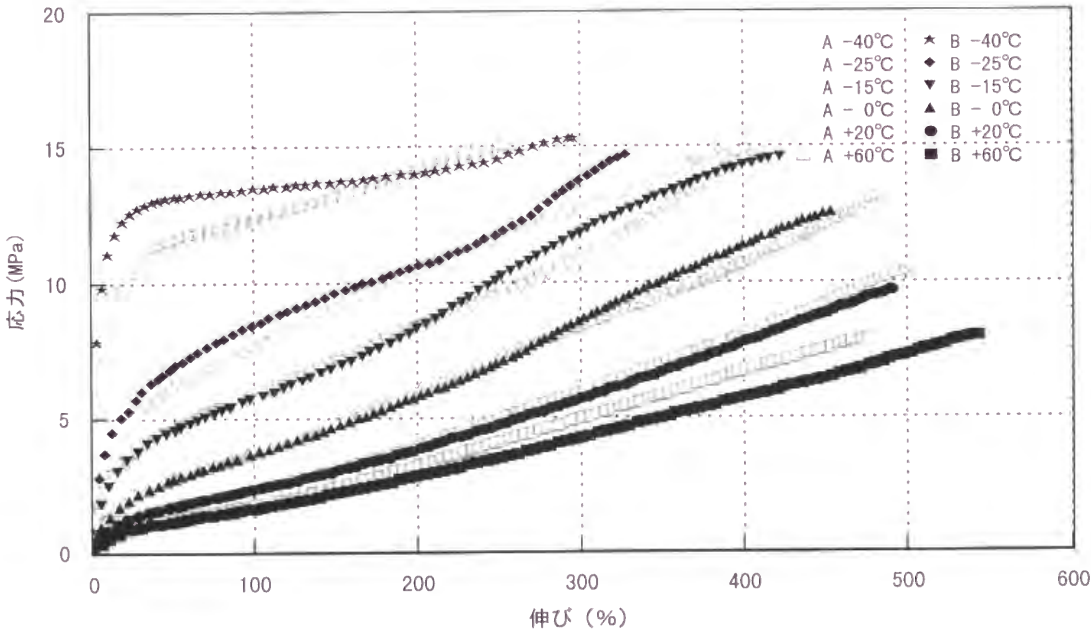


Fig. 2.11 従来型 GM（供試体 A，B）の温度特性比較

両供試体 GM の温度変化に対する物性変化特性は、極低温時の伸び初期特性が若干異なるものの、非常に良く一致している。GM の主成分である EPDM と IIR の配合比は異なっても、EPDM 系の従来型 GM は、ほぼこのような特性を示すと判断してよいものと考えられる。すなわち、低温になるにつれ、伸び初期における応力と伸びの線形関係が次第に崩れ、極低温時には極めて剛性が高くなる、という著しい物性変化を生ずる材料であるといえる。

#### 2.3.4 寒冷地用 EPDM 系 GM の試作

##### (1) 低温物性改良可能性の検討

EPDM 系 GM は、既に述べたように、配合設計段階での工夫により、使用目的に応じて基本特性をある程度改良できる材料である。現時点で市場に広く提供されている従来型 GM は、常温状態の使用を前提として耐久性、耐候性が改良されてきたものであるため、必ずしも寒冷地に適した配合設計はなされていない。すなわち、温度低下に従い、GM に本来期待される特性である弾性が小さくなり硬くなる。また、ある低温点以下になると、この傾向が著しくなり、物性が大きく変化する。寒冷地に使用する場合、現地で経験する温度変化の範囲内で、この物性変化がより少なく安定したものが望ましい。

そこで、メーカーに協力を依頼し、従来型 GM の基本原料の構成は大きくは変更しないで、ゴム分、加硫剤、オイル分、充填剤の比率及び加硫条件の調整により、寒冷地用の GM が開発できないものかと、その配合設計を試みた（以降、第 1 段階の試作品を改良型 GM と呼称する）。

Table 2.6 は、改良型 GM の各実験温度における引張試験結果を、従来型 GM のそれと比較して示したものである。従来型 GM に比べ、幅方向  $-40^{\circ}\text{C}$  を除けば、 $M_{300}$  はそれほど大きくなっていないにも拘わらず、 $E_b$  は、例えば、長手方向  $-15^{\circ}\text{C}$  で 400% が 520% に、 $-25^{\circ}\text{C}$  で 400% が 470% に、というように全体として大きく改善されている。特に、 $E_b$  が、 $-15^{\circ}\text{C}$  までは標準温度時の値が保持できていることは、注目すべき物性の改良である。

このように、従来型の EPDM 系 GM は、配合を工夫することによって、寒冷地用の EPDM 系 GM に改善できる余地があることがわかった。しかし、この改良型 GM は、主として、ゴム分の増量（従来型 GM の約 50% 増）と加硫剤の増量（従来型 GM の約 2 倍）により、ゴム本来の弾性体としての性質を強化しようとしたものであることから、別途実施した空気加熱老化試験（JIS K 6301 6.3）において、評価規格値（JIS A 6008 3.）は満足しているものの、耐久性評価が従来型 GM に劣るものであった。ゴムの架橋度を上げようとして増量

Table 2. 6 温度変化による物性変化（従来型 GM と改良型 GM）

	温度	引張強さ(MPa)		切断時伸び(%)		M300(MPa)	
		従来型	改良型	従来型	改良型	従来型	改良型
長手方向	-40℃	17.5	20.1	310	380	17.4	17.8
	-25℃	13.4	18.8	400	470	11.5	13.3
	-15℃	14.0	18.5	400	520	11.1	11.5
	0℃	12.4	16.2	470	520	7.9	8.8
	20℃	10.1	14.3	500	530	5.8	6.9
幅方向	-40℃	14.8	22.5	310	330	14.0	21.2
	-25℃	13.4	19.9	390	460	11.0	14.6
	-15℃	12.7	18.4	440	540	10.0	11.3
	0℃	12.6	17.0	480	530	7.6	8.7
	20℃	9.6	14.0	510	550	5.4	6.6

した加硫剤が過度であったことが、原因と考えられる。そこで、再度、加硫剤の量を調整（従来型 GM の約 1.5 倍）し、実験供試体 GM を再試作した（以降、第 2 段階の試作品を再改良型 GM と呼称する）。

Table 2.7 は、再改良型 GM の各実験温度における引張試験結果を、従来型 GM のそれと比較して示したものである。再改良型 GM は従来型 GM に較べて、M300 は、幅方向 -40℃ を除けば概ね 2~3MPa の増に止まっている。 $T_b$  は、概ね 6~7MPa の増と大きくなっている。一方、 $E_b$  は、M300 や  $T_b$  が増加しているにも拘わらず、標準温度では伸び率 500% を維持して従来型 GM と変わらず、例えば、長手方向 -40℃ では 310% が 390% に改善されるなど、概ね低温になるにつれ大きく改善されている。

Table 2. 7 温度による物性変化（従来型 GM と再改良型 GM）

	温度	引張強さ(MPa)		切断時伸び(%)		M300(MPa)	
		従来型	再改良型	従来型	再改良型	従来型	再改良型
長手方向	-40℃	17.5	21.8	310	390	17.4	19.0
	-25℃	13.4	21.8	400	450	11.5	15.0
	-15℃	14.0	20.6	400	470	11.1	13.3
	0℃	12.4	18.7	470	530	7.9	9.7
	20℃	10.1	16.6	500	510	5.8	8.0
幅方向	-40℃	14.8	22.1	310	340	14.0	20.8
	-25℃	13.4	20.1	390	470	11.0	14.0
	-15℃	12.7	19.5	440	460	10.0	12.9
	0℃	12.6	17.8	480	500	7.6	8.8
	20℃	9.6	15.0	510	500	5.4	7.7

Table 2.8 は、物性の変化度合いをみるために、標準温度時の実験値を基準とした、温度低下に対する保持率について、再改良型 GM を従来型 GM と比較して示したものである。-40℃という極低温時を除けば、 $T_B$  保持率については 30% 程度の変化、 $E_B$  保持率については 10% 程度の変化、 $M300$  保持率については 2 倍未満の変化、と従来型 GM に比べ再改良型 GM は温度低下に対する物性の変化は相当小さくなっており、改良目的に沿ったかなりの改善がなされていることがわかる。しかしながら、-40℃という極低温においては、 $E_B$ 、 $M300$  において依然と大きな物性変化があり、現地の気象状況を考えた場合、その物性変化の許容値も含め、さらに検討が必要となった。

Table 2.8 温度変化による物性保持率（従来型 GM と再改良型 GM）

	温度	引張強さ保持率(%)		切断時伸び保持率(%)		M300保持率(%)	
		従来型	再改良型	従来型	再改良型	従来型	再改良型
長手方向	-40℃	173	131	62	76	300	238
	-25℃	134	131	80	88	198	188
	-15℃	139	124	80	92	191	166
	0℃	123	113	94	104	136	121
	20℃	100	100	100	100	100	100
幅方向	-40℃	154	147	61	68	259	270
	-25℃	140	134	76	94	220	182
	-15℃	132	130	86	92	185	168
	0℃	131	119	94	100	141	114
	20℃	100	100	100	100	100	100

一般に、遮水材に要求される物性を考えるときには、強度のみならず伸びが重要な物性となる。これは、広範囲なライニングにおいては、伸縮や不同沈下で変形作用が働くため、それに対応できる物性としては、強度と共に伸びが必要である。伸びを十分に有する材料では、伸びにより応力の分散が図られるが、伸びの少ない引張強度の高い材料では、部分的な応力集中を生じ、GM 相互の接着強度やコンクリート構造物等との端末固定部強度もそれだけ大きな強度が要求されることになる。一方、逆に、ゴム弾性を持つ GM は、伸ばされた状態では GM が元に戻ろうとする力が働くため、小さな損傷でも破裂する危険性を持っている。従って、伸びと共に損傷に対する抵抗性（例えば、引裂強さや耐衝撃性）も EPDM 系 GM に要求されることは当然である。さらに、EPDM の脆化温度（温度を下げることにより、急激な外力は欠陥部に集中され、破壊・亀裂などの損傷を生じる。この温度を脆化温度という。）は、-40～-60℃であることから、-40℃の温度下で使用するための GM の物性改良には、自ずと限界があることも考えておく必要がある。



## (2) 寒冷地用 GM 試作の経緯と温度特性

改良限界は存在するものの、EPDM 系 GM は配合設計の工夫により低温時における物性を改良できることが明らかになった。そこで、寒冷地において使用される EPDM 系 GM として、より望ましい特性を備えたものを開発する目的で、引き続き、その試作を試みた。以下に、前述した試作過程も含め、その各試作段階における GM の特徴的物性とその課題、及び改良への検討過程を整理して示す。なお、以下に述べる配合設計の元となる従来型 GM の基本配合は、Table 2.9（伊藤ら、1997 に加筆）に示すとおりである。

Table 2.9 従来型 GM の基本配合

配合剤	配合重量比
EPDM	100
加硫剤	4
加硫促進助剤（酸化亜鉛）	5
（ステアリン酸）	1
黒色充填剤（カーボンブラック）	50
白色充填剤（ケイ酸系）	50
プロセスオイル	50

### ① 従来型 GM から改良型 GM

寒冷地において使用される GM として、より望ましい特性は、低温下にあっても常温と同様の物性を維持することである。すなわち、EPDM 系 GM の場合は、ゴムとしての弾性特性の変化が小さいことを改良目標とした。そこで、GM に配合されるゴム分（EPDM）の割合を増し、加硫剤も増量して、GM 自体の弾性度を上げる配合設計を試みた。結果は、低温物性変化特性を大きく改善できたが、加熱劣化性の悪化、加硫剤のブルームが発生、加工性が低下、という不都合な現象が現れた。

### ② 改良型 GM から再改良型 GM

改良型 GM の加熱劣化性の悪化、加硫剤のブルーム発生は、過度の加硫剤の増量が原因と考えられることから、加硫剤の量を再調整するとともに、加工性を向上させるためプロセスオイルを増量した。この結果、加熱劣化性が改善されるとともに、改良型 GM には劣るものの、従来型 GM に比べ低温時の物性変化特性を向上できた。また、加硫剤のブルーム発生が解消でき、加工性も良好となった。しかし、常温時を含め引張強さが増大したため、やや硬めの GM となり、現場使用条件を考慮すると基盤に対する追随性が必ずしも満足できるものではないものとなった。

### ③ 再改良型 GM から寒冷地型 GM

上記により、配合設計の工夫により GM の特性がある程度コントロールできることが判明したことから、より寒冷地に合った GM の試作を目指して、さらに改良を試みた。第 6 節で述べるように、ゴム成分の内、エチレンは低温に対する物性変化が大きい素材であることから、より低温に対する物性変化の小さい素材であるプロピレンの割合を増量するなど、EPDM のポリマー成分の配合を変更し、寒冷地型 GM を試作した。この結果、低温時を含めしなやかさを大きく改善できるとともに、低温物性変化特性も良好となった。しかし、ポリマー成分の変更に起因する加硫不足が原因と思われる加熱劣化性が大きいこと、加工性も満足のいくものではないことなど、さらに改善の必要があるものであった。

### ④ 寒冷地型 GM から新寒冷地型 GM

寒冷地型 GM は、低温物性変化特性については、ほぼ満足できるものとなったため、ポリマー成分は変更せずに、加硫条件を変更する（加硫時間を 20% 長くする）ことで、加硫度不足の解消を図った。また、加工性を向上させるため、プロセスオイル、充填材（カーボンブラック）の一部配合修正を行った。その結果、寒冷地型 GM に見られた問題点は、すべて改善できた。

以上の検討過程を、配合設計の検討経緯について整理すると、Table 2.10 のとおりである。

Table 2.10 GM 改良の経緯（配合設計の検討）

GM 名称	改良の方針	配合設計の変更	実験結果
改良型	・従来型に比べ、弾性度を向上させる	・ゴム分の増量（50% 増し） ・加硫剤の増量（従来型の 2 倍）	◎低温物性変化特性を大きく改善 ●加熱劣化性が大きい ●加硫剤のブルームが発生 ●加工性の低下
再改良型	・熱劣化特性を向上させる	・加硫剤の調整（従来型の 1.5 倍） ・カーボン量の減 ・オイル量の増	○低温物性変化特性を改善 ○加熱劣化特性の向上 ○加硫剤のブルーム発生解消 ○加工性良好 △常温時を含め引張強さ増大（硬い）
寒冷地型	・耐寒性、基盤追従性を向上させる	・ポリマー成分の配合変更（プロピレンの増量） ・加硫剤量は再改良型と同様	◎低温時を含めしなやかさを大きく改善 ○低温物性変化特性良好 ●加熱劣化性が大きい（加硫不足） ●加工性の低下
新寒冷地型	・熱劣化特性、加工性を向上させる	・加硫時間の延長（20% 増し） ・若干のカーボン量の増、オイル量の減等、配合を一部修正	○低温時のしなやかさを改善 ○低温物性変化特性良好 ○熱劣化特性の向上 ○加工性の向上



Fig. 2.12 に、試作した新寒冷地型 GM (以降、寒冷地用 GM と呼称する) の各実験温度 における引張試験結果を、従来型 GM に対比して示す。20℃での引張特性が従来型 GM と変わらないにも拘わらず、低温時のしなやかさが大きく改善され、応力-ひずみ関係も線形性が維持できている。また、 $E_B$  も、 $-40^{\circ}\text{C}$ であっても 450%を確保できている。当初の試作 目的に合致した寒冷地用 GM が開発できたといえる。

なお、本寒冷地用 GM は、従来の EPDM 系 GM の製造設備に一切の変更を加えること無 く製造しているので、このような配合設計の段階での工夫は、どのメーカーでも基本的に対応 可能である。本論文では、EPDM 系の寒冷地用 GM 開発の可能性の追求に、積極的に実験 供試体の試作・提供、技術者の派遣協力を申し出たメーカー M の試作品について、事例的に 実験を行った。

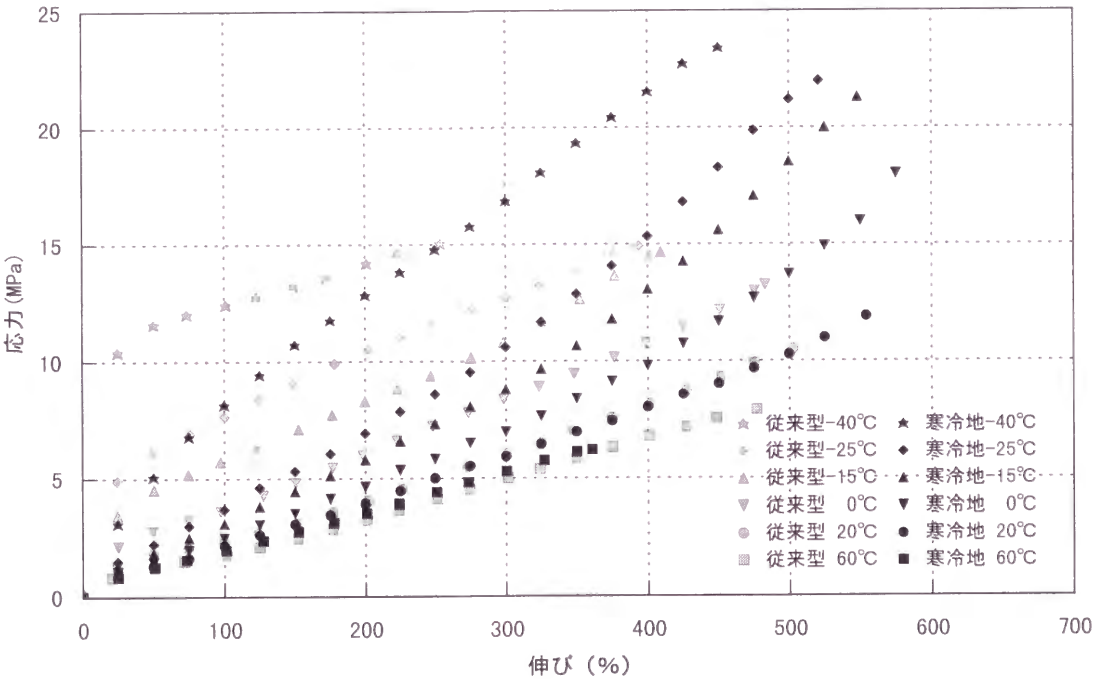


Fig. 2.12 寒冷地用 GM の温度特性

## 2.3.5 寒冷地貯水池で使用する EPDM 系 GM が具備すべき性能

### (1) 性能規制の考え方

さて、GM の温度変化による物性変化に関する規制を、GM の性能規制として、どの程度、どのように盛り込むか、が施工現場にとっては重要な課題である。規制に関する考え方は、種々あると思われるが、現地における供用の状況を想定すると、以下のような規制も考えられる。

#### ① 伸びの初期段階でのゴム弾性の確保

温度変化による物性変化は伸びの初期段階に端的に現れることから、低温時の初期伸び能力を規制する考え方である。ただし、低温時については、観測史上最低値の $-40^{\circ}\text{C}$ にするのか、平年時の最低値 $-25^{\circ}\text{C}$ にするのか、あるいは、根雪開始時・雪解け開始時の最低値 $-15^{\circ}\text{C}$ にするのか、という課題がある。また、初期伸び能力についても 30 M や 50 M をある値以下に規制、あるいは、30% や 50% 伸びまでの線形性維持や接線弾性係数・割線弾性係数を規制、が考えられる。

#### ② 物性変化の規制

標準状態、又は水面下状態に対する低温時の各モジュラスの保持率を規制する考え方である。この場合、“低温時”の設定と合わせて、保持率をどれ程にするか、が課題である。

#### ③ 切断時伸びの確保

低温時の切断時伸び率を規制する考え方である。例えば、JIS A 6008 3.品質において規定された試験温度  $20^{\circ}\text{C}$  における切断時伸び率 450% 以上と同じ値にするなどである。

### (2) 規制の検討例

こうした規制のいずれかを性能規制の一つとして現場が採用するにあたっては、各々、その規制のもつ意味を明確にする必要がある。特に、規制数値については、十分な検討が必要である。以下に、検討例を述べる。

#### ① 伸びの初期段階でのゴム弾性の確保について

通常の基盤の変形に追従するためには、初期の伸び能力が重要である。そこで、低温時における初期の伸び、例えば、50% 伸びまでの線形性を規制することを考えてみる。具体的な規制数値の例としては、 $-40^{\circ}\text{C}$  の極低温時であっても、50% 伸びまでの引張応力と伸び率との相関をとった場合、決定係数（相関係数  $R$  の 2 乗）が 0.8 程度以上あることとし、線

形性の維持を求めることが考えられる。Fig.2.13, 2.14 は、こうした規制の実行可能性を検討した結果である。なお、Fig. 2.13 に示した決定係数は、伸び初期段階で生じる GM の粘弾性挙動を考慮し、この段階の線形性の維持は求めないこととして、引張応力と伸び率との回帰分析を行い得た決定係数である。具体的には、回帰式において、Y 切片を残す方法である。一方、Fig. 2.14 に示した決定係数は、相関直線は常に原点を通ることを前提に回帰分析を行った場合の決定係数である。どちらの分析方法を採用しても、寒冷地用 GM

の場合は規制を満足するが、従来型 GM の場合には規制が越えられないことがわかる。寒冷地用 GM と従来型 GM の差別化が可能である。

## ② 物性変化の規制について

物性変化の温度特性は、標準状態に対する低温時のモジュラスの保持率で表現できることから、ある低温下での 50 M、100 M、200 M、300 M の各モジュラスの保持率を、ある値以下に規制することを考える。具体的な規制対象温度、モジュラスの保持率については、次に述べる③の試算から、0℃において 200%程度以下が考えられる。

## ③ 切断時伸びの確保について

冬場、露出する部分（0℃以下）と水面下になる部分（0℃以上）が現出する可能性があることから、水面下（例えば、0℃）を基準にして、露出する部分の引張性能を規制することを考える。GM にとって有害な現象は、GM の一部が極端に伸ばされ破断することである。従って、貯水池斜面上に敷設された GM の一部に伸びが集中することを防止するための規制が必要である。例えば、水面下の斜長と水面上の斜長の比が極端に小さい状態（現場の状

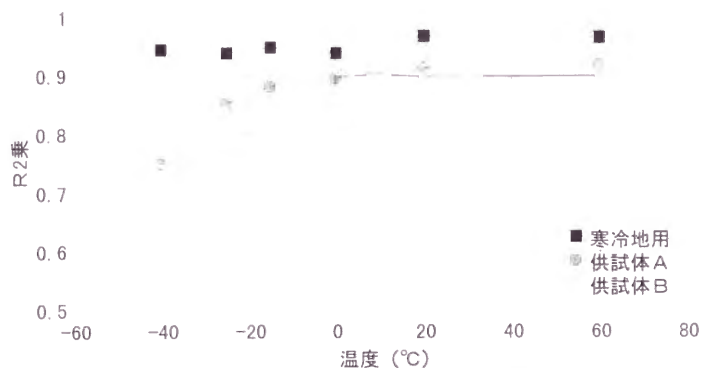


Fig. 2. 13 伸び初期の線形性に関する検討  
(Y 切片有り)

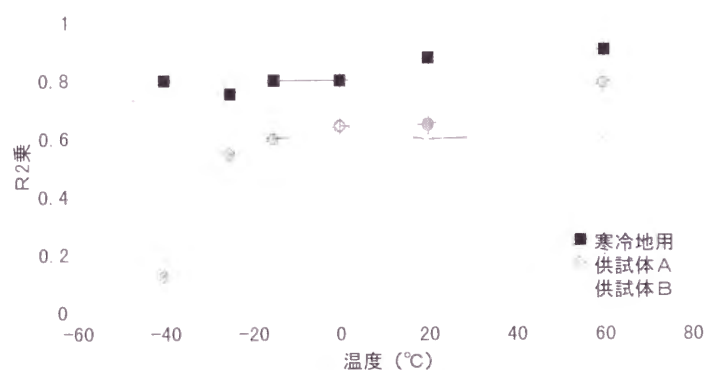


Fig. 2. 14 伸び初期の線形性に関する検討  
(Y 切片をゼロとする回帰分析)

況としては空虚に近い状態)である場合、水面下部分の GM に伸びが集中する恐れがある。今、同じ引張応力における、水面上における GM の伸び率と水面下における GM の伸び率の比を  $E_U/E_L$  とすると、水面下における GM は、その破断時の伸び率 ( $E_{BL}$ ) の  $E_U/E_L$  以上伸ばされると破断することになる。なお、実際に貯水された現場の状況を想定すると、水圧等により GM と基盤材との間には摩擦力が働くことから、水面下の GM は一律に伸ばされることはなく、喫水線近くの水面下の部分のみが部分的に伸びを負担し、空虚時に近い状態と同様の状態となると思われる。

(試算例)

寒冷地用 GM の場合、

0℃における破断時の伸び率	: 550%
0℃における引張強さ	: 15MPa
15MPa 負荷された時の-40℃における伸び率	: 275%

と仮定すると、 $E_U/E_L = 1/2$  となり、水面下における GM に期待できる相対的な伸び能力は、275%程度の伸び能力である。

従来型 GM の場合、

0℃における破断時の伸び率	: 450%
0℃における引張強さ	: 12MPa
12MPa 負荷された時の-40℃における伸び率	: 70% (供試体 A の場合)
	: 20% (供試体 B の場合)

と仮定すると、 $E_U/E_L = 1/6.5$  (供試体 A)、 $= 1/22.5$  (供試体 B) となり、水面下における GM に期待できる相対的な伸び能力は、70%程度 (供試体 A)、20%程度 (供試体 B) の伸び能力である。

GM は、局部的に伸ばされる事態が発生することが多い (これに関しては、第 4 章で詳述する)。また、JIS では、劣化処理後の伸び率比を 70%以上 ( $450\% \times 0.7 = 315\%$ ) としていることから、伸び能力の目安として 300%程度が必要とすると、 $E_U/E_L$  は、1/2 程度が規制値として考えられる。なお、前述したように、JIS では、標準状態 (20℃) での引張性能として、伸び率を 450%以上としている<sup>注)</sup>ことから、丸山調整池の通常の冬の状態 (-25℃、あるいは、-15℃) での伸び率を 450%以上にする、あるいは、極低温 (-40℃) であっても 450%程度以上にする、という規制の方法も考えられる。

注) この根拠は、必ずしも明確ではないが、JIS 制定当時、欧米各国の規制値を調査した結果 (海老名ら、1970) 等から、この値に設定された。

## 2.4 HDPE 系 GM の温度特性

### 2.4.1 標準温度における物性

ポリエチレンは、エチレンを重合させて得られる熱可塑性樹脂で、比重は1より小さい。重合法が異なると得られるポリエチレンも性質を異にするので、製法による分類もされているが、本質的な物性の相違は、比重（密度）と関連があり、低密度（0.910～0.925）、中密度（0.926～0.940）、高密度（0.941～0.965）のように分類されている。本論文における比較供試体 C,D は、両者共に高密度に属する PE 系 GM である。HDPE 系 GM は、その密度が高いほど、剛性、軟化温度、引張強さは大きくなり、伸び、衝撃強さは小さくなるといわれている。また、加工性、すなわち流動特性は重量平均分子量によって異なり、分子量が小さいほど流動特性は良くなる。流動特性の判定基準には、一般にメルトインデックスが用いられ、この数値が大きいほど流動特性は良いが、諸物性は低下するとされている（太田，1973；井上，1997）。従って、比較供試体についても、その比重とメルトインデックスを測れば、概ねの特性は把握できる

ことになる。Fig. 2.15 は、標準温度における比較供試体 C, D の引張試験結果である。両者は、同程度の  $T_B$ 、 $M300$ 、降伏時伸びを示し、 $E_B$  が若干異なる程度である。従って、概括的には、両製品間に物性の差はないと判断してよいと考えられる。そこで、本項における検討には前者供試体 C を取り上げることにする。

EPDM 系 GM と同様に、HDPE 系 GM の長手方向と幅方向の標準温度での基本物性を比較してみると、Fig. 2.16 に示すように、 $E_B$ 、 $M300$  にやや大きな差異が見られる。しかし、Fig.

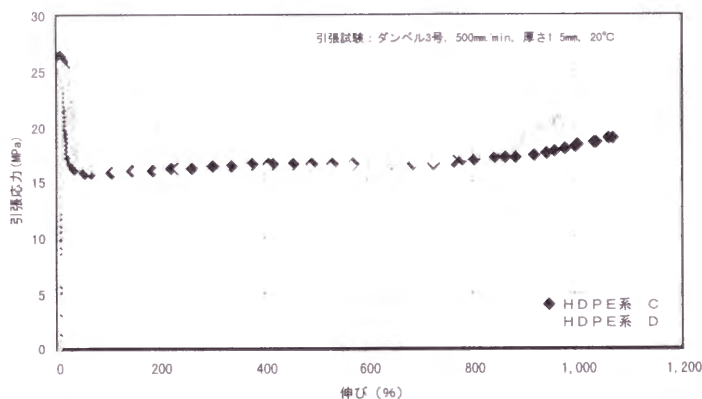


Fig. 2.15 HDPE 系 GM の引張試験結果

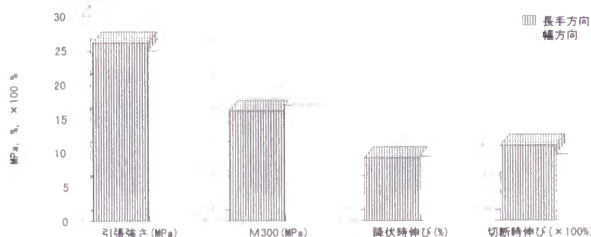


Fig. 2.16 HDPE 系 GM の基本物性値 (20°C)



2.15 に示したように、HDPE 系 GM は伸び途上で降伏を起こす材料であり、降伏点以降の物性が設計上の意味を持つ場合以外は、 $T_b$  と降伏時伸びのみに着目すべきである。こうした見方をすれば、降伏時伸びには差異がなく、 $T_b$  の差異は若干であることから、遮水材としての設計上考慮すべき長手方向と幅方向の物性の差はないと判断してよいと考えられる。また、HDPE 系 GM の優れた特長であるといわれる  $T_b$  は、極めて大きいことが確認できる。Fig. 2.17 に示すように、 $T_b$  は、EPDM 系 GM である供試体 B の 3 倍程度大きく強靱である。

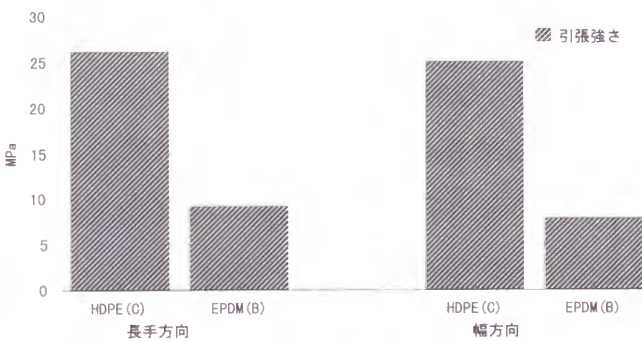


Fig. 2.17 EPDM 系との引張強さの比較 (20°C)

#### 2.4.2 低温時における物性

Fig.2.18 は、HDPE 系 GM の各実験温度における長手方向の基本物性値を整理したものである。ただし、60°Cでの、 $E_b$  は実験装置のストローク限界から未確認、 $T_b$  は降伏時の引張応力である。また、Fig.2.19 は、各温度における長手方向の引張試験結果の代表例を重ねて表示したものである。 $T_b$  は、低温になるに従い、ますます大きくなっている。−40°Cの  $T_b$  は 50MPa 近くになり、標準温度時の概ね 2 倍と極めて大きくなる。降伏時伸びは温度低下に伴いやや小さくなるが、−40°Cにおいても 5%程度はある。なお、 $E_b$  は、温度低下に伴い急速に小さくなり、−40°Cでは伸び率 100%以下となっている。実に、標準温度時の 1/10 以下である。

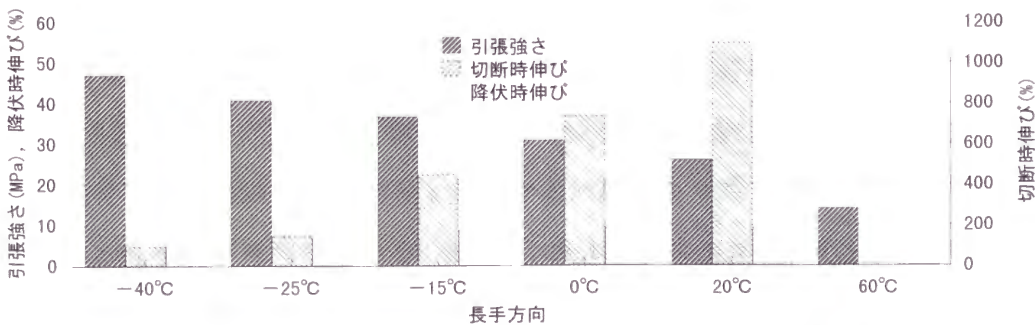


Fig. 2.18 HDPE 系 GM の温度変化による基本物性値の変化

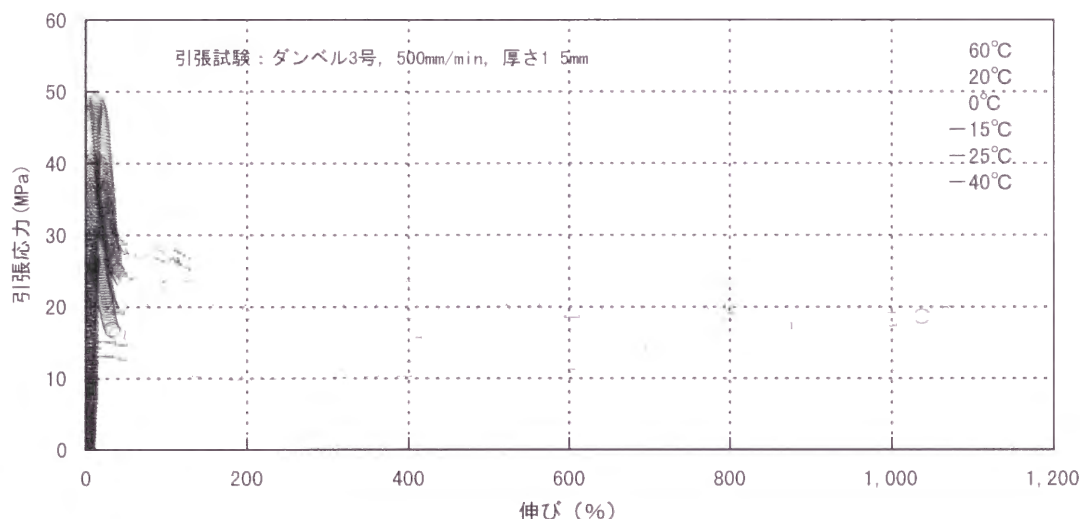


Fig.2.19 HDPE 系 GM の温度特性（長手方向）

ここで、HDPE 系 GM の基本物性値の取り扱いについては、注意が必要である。一般には、HDPE 系 GM の場合も、ゴム状弾性を有する GM と同様に、基本物性値として  $E_B$  が表示される。しかし、この  $E_B$  は、貯水池の実際の設計においてはほとんど意味を持たない供試体の破断という極限状態での値である。すなわち、Fig. 2.19 のように、HDPE 系 GM はいずれの温度でも伸びの初期（伸び率 5～10%）で降伏を生じ、その後は、ほぼ一定の応力（ $T_B$  の 60% 前後の応力）で、伸びる箇所が次々に移動する形で伸びていく（ネッキング現象という）。この現象を起こした以降の GM の物性は、初期の物性とは全く異なり、外力の増加に対してほぼ無抵抗である。従って、貯水池の設計においては、降伏点を迎えるまでの引張強度と伸びの関係を用いて検討することが妥当と考えられ、降伏点以降の伸びや引張強度は、EPDM 系 GM の場合とは異なった取り扱いをすべきものである。こうした不適切な  $E_B$  の取り扱いの原因は、GM に関する試験方法の不備によるものである。ジオシンセティック試験方法検討委員会がメーカを主体とする国内 35 試験機関からの回答として得た結果（1997）によると、HDPE 系 GM に関する引張特性試験を実施している 16 機関の内、本来はゴム状弾性を有する GM の引張特性を評価する試験方法である JIS A 6008 に準じた引張試験方法のみを 5 機関が採用している。従って、基本物性の表示もこれに規定された項目のみにとまっていると考えられる。他の 8 機関は、JIS A 6008 の試験方法では規定されていない引張降伏時の諸物性値も合わせて求める JIS K 7113, ASTM 638, DIN 53455 のい

れかの試験方法を JIS A 6008 と併用している。引張特性の表示方法が曖昧である可能性が高い。残り 3 機関のみが、JIS K 7113 又は ASTM 638 に規定された試験方法を採用している。このように、試験機関によって試験方法は区々であり、引張降伏時の諸物性値を明確にする試験方法への統一が必要である。

一方、HDPE 系 GM の熱膨張係数は、EPDM 系 GM の 3 倍の  $1.2 \times 10^{-4}/^{\circ}\text{C}$  である。一般には樹脂材料は高温になるにつれ熱膨張係数が大きくなる（鈴木，1968）が、高温（60℃程度）から極低温（-40℃程度）まで熱膨張係数を  $1.2 \times 10^{-4}/^{\circ}\text{C}$ 、一定と仮定すると、10℃の温度差で 100m のものが 12cm 伸縮することになる。実際の施工現場では、夏場は GM の表面温度は 60℃以上になると考えられるので、極低温時との差は 100℃以上になると想定される。その場合、100m で 1.2m 伸縮することになる。これは、天場部の固定方法や構造物との取付に極めて慎重な対応を要することを意味する。場合によっては、極低温時には、喫水線以下の荷重を喫水線以上の GM が局部的に受け持つことも考えられ、極めて大きな集中応力がかかる可能性がある。HDPE 系 GM を寒冷地における貯水池に使用するには、上述した温度特性に注意するのみならず、HDPE の熱膨張係数の各温度での実測値をもとに、その局部集中応力発生の可能性について検討しておくことが必要である。

## 2.5 TPE 系 GM の温度特性

### 2.5.1 標準温度における物性

Fig. 2.20 は、前述した EPDM 系 GM、HDPE 系 GM の基本物性値と比較して、TPE 系 GM 比較供試体 E、F の標準温度における実験結果を示したものである。また、Fig. 2.21 は、それらの引張試験結果の代表例を合わせて示したものである。TPE 系の両供試体は、主に、それらの材料素材であるオレフィン系樹脂の量や EPDM の量といった配合設計の相違から若干の物性の差異はあるが、EPDM 系 GM 比較供試体 A、B に比べると、基本物性値の  $T_B$ 、 $E_B$ 、 $M300$  は、いずれも大きい値を示す（ただし、この基本物性値の取り扱いについては、HDPE 系 GM と同様に注意を要する）。自動熱融着機による現場接着接合が可能という特長と合わせて、比較的強靱な物性を有する遮水材であるといえる。

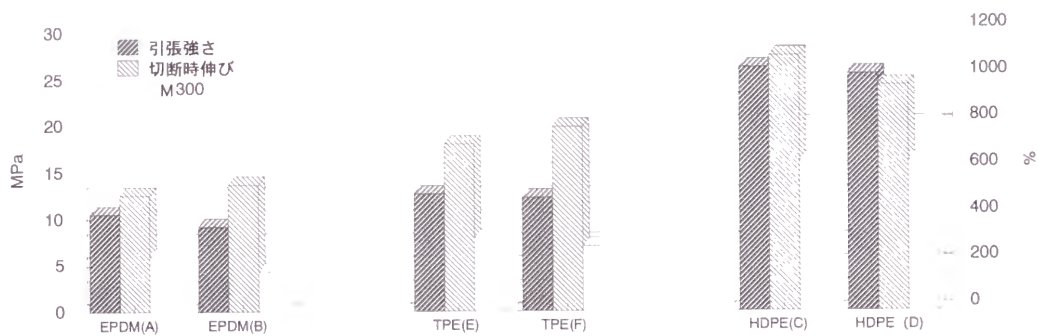


Fig. 2.20 TPE 系 GM の基本物性 (20°C)

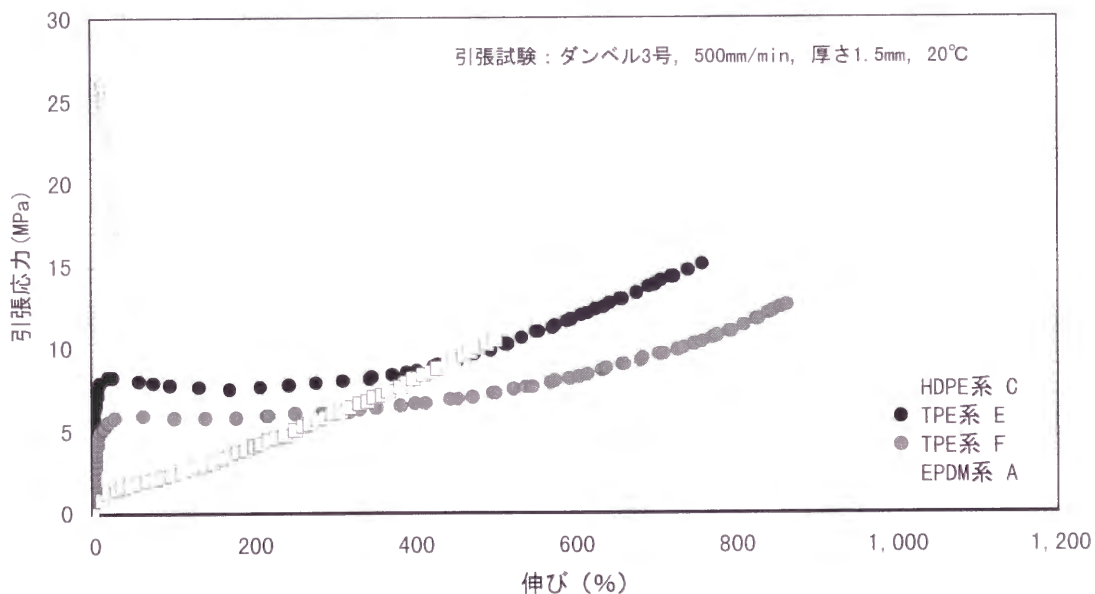


Fig. 2.21 TPE 系 GM の引張試験結果

ところで、TPE 系 GM は、メーカーサイドや国際学会の分類（合成高分子ルーフィング工業会加硫ゴム部会，1993；国際ジオシンセティックス学会日本支部・ジオメンブレン技術委員会，1995）では、EPDM 系 GM とされている．しかし、Fig. 2.21 に示したように、標準温度における応力－ひずみ曲線は、HDPE 系 GM と EPDM 系 GM を力学的に合成したような形状であり、明らかに降伏点が存在する．これは、TPE 系 GM の材料素材であるポリオレフィン系樹脂と EPDM の力学的特性が合成された形が現れている結果であるといえる．

従って、土木用遮水材料として使用する利用者側にとっては、配合素材からみた分類よりも、力学的特性からみた分類の方が利用上の誤解を防止できることから、TPE 系 GM は、EPDM 系 GM とは分類せずに、別途に加硫ゴム・合成樹脂複合系の熱可塑性エラストマー（TPE）と分類上位置付けされるのが適切であると思われる（2.2 での TPE 系 GM の位置付けは、この理由による）。

2.5.2 低温時における物性

Fig. 2.22, 2.23 は、供試体 E の各実験温度における長手方向の引張試験結果に基づいて、その温度特性（ $T_B$ ， $E_B$ ）を EPDM 系 GM や HDPE 系 GM と比較して示したものである。ただし、 $T_B$ については、TPE 系 GM は Fig. 2.24 にその実験結果の代表例を示すように、0℃以上の高温領域では降伏点における引張応力よりも切断時における引張応力の方が大きい。ここでは前節で述べた HDPE 系 GM の降伏点以降の引張特性の取り扱いと同様に、降伏点における引張応力を  $T_B$  として表示した。 $T_B$  は、HDPE 系 GM と同様の温度依存性を、 $E_B$  は、HDPE 系 GM と EPDM 系 GM との中間的な温度依存性を現す。

また、Fig. 2.24 から明らかのように、いずれの実験温度においても、Fig. 2.10 に示した EPDM 系の従来型 GM と Fig. 2.19 に示した HDPE 系 GM の応力－ひずみ曲線を力学的に合成した形状を示す。ただし、0℃より低温側になると HDPE 系型の温度特性が卓抜するようになり、明確に降伏点が見られるよ

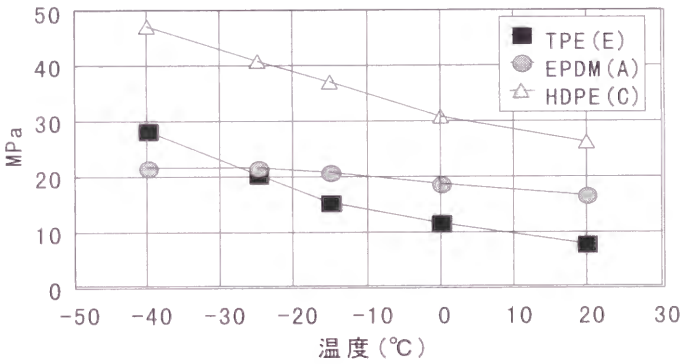


Fig. 2.22 GM の温度特性比較（引張強さ）

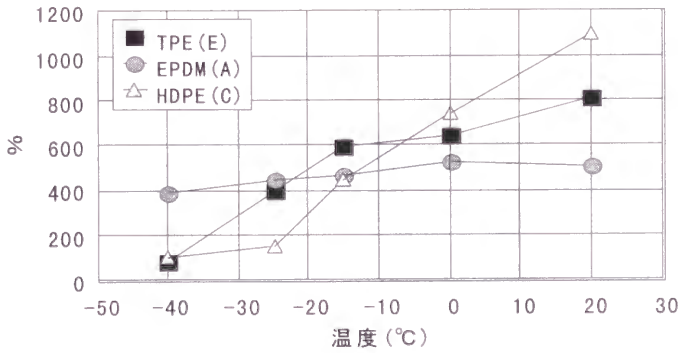


Fig. 2.23 GM の温度特性比較（切断時伸び）



うになる。HDPE 系 GM と同様に、温度変化に伴う基本物性値の変化が大きいといえる。また、伸び初期に現れる降伏点も温度が低下するに従って、より伸び率の小さな段階で出現するようになる(20℃では降伏点の伸び率は 25%程度であるが、-40℃では 5%程度である)ことから、温度低下に伴い弾性領域も小さくなる。

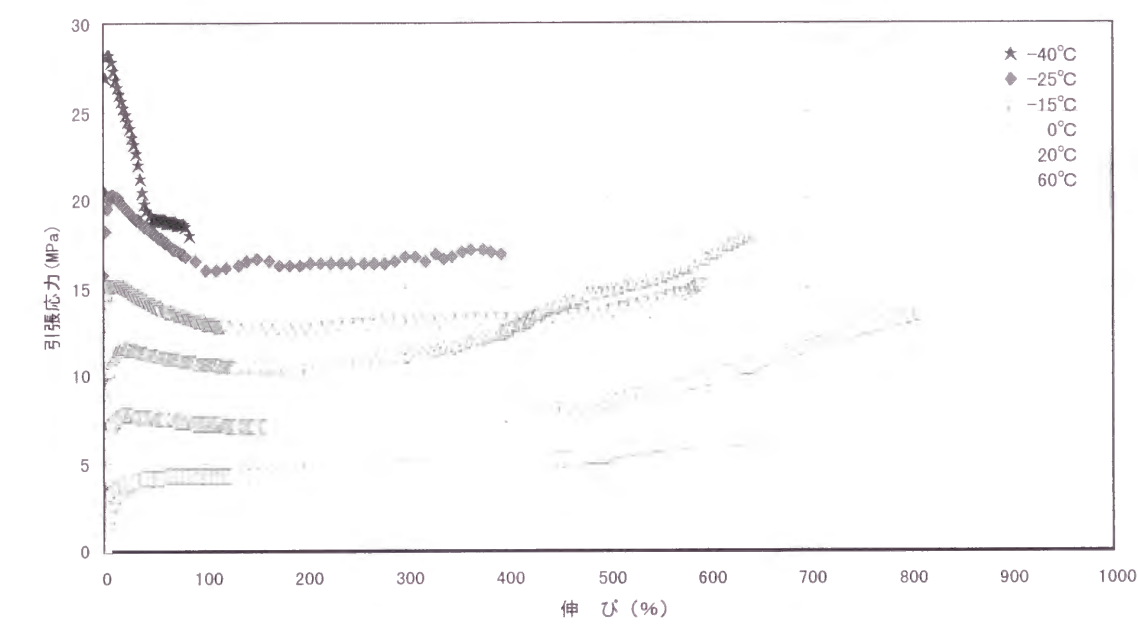


Fig. 2. 24 TPE 系 GM の温度特性（長手方向）

## 2. 6 PVC 系 GM の温度特性

### 2. 6. 1 標準温度における物性

Fig. 2.25 は、軟質 PVC 系 GM である比較供試体 H 及び参考供試体 J (M 社製), K (O 社製), 高弾性軟質 PVC 系 GM である比較供試体 I の標準温度における基本物性値を示したものである。ただし、この引張試験にお

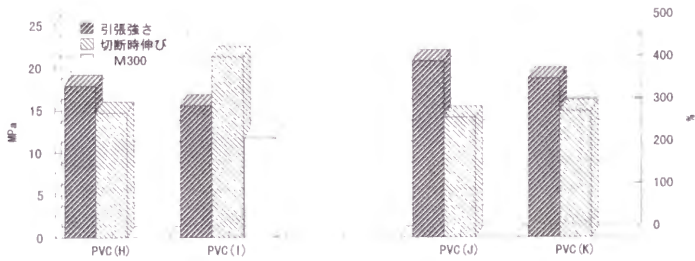


Fig. 2.25 PVC 系 GM の基本物性比較

いても、JIS A 6008 で規定された PVC 系の試験速度 200mm/min を採用せず、前述した他の GM と同様に、500mm/min としていることに注意を要する。Fig. 2.3 に示したように、一般市場製品の EPDM 系 GM の  $T_B$  は 9~10MPa で製品間に大きな差異がないのに比べ、PVC 系 GM は 15~20MPa とその差異が大きい。  $E_B$  についても 300%弱から 430%とその差異が大きい。 2.2 で述べたように、配合される助剤によって基本物性値が大きく変えられることが確認できる。

### 2.6.1 低温時における物性

Fig. 2.26 は、比較供試体 H, I の各実験温度での長手方向の引張試験結果の代表例を示したものである。軟質 PVC 系 GM の力学的物性値の温度依存性は非常に大きく、実験温度  $-15^{\circ}\text{C}$  においては、伸び率 30%程度以降は、引張応力のわずかな増加で容易に伸び、150%程度の伸び率で破断に至る。さらに、 $-25^{\circ}\text{C}$  以下になると、応力-ひずみ曲線は、TPE 系 GM のそれに酷似しており、降伏点が存在する。一方、高弾性軟質 PVC 系 GM については、 $-25^{\circ}\text{C}$  程度まではゴム状弾性特性が不十分ながらも残っており、 $-40^{\circ}\text{C}$  においても 200%程度の伸び率は確保されている。PVC 系 GM は、使用環境条件に十分配慮し、所要の性能を備えた製品選定を行うことが重要であるといえる。

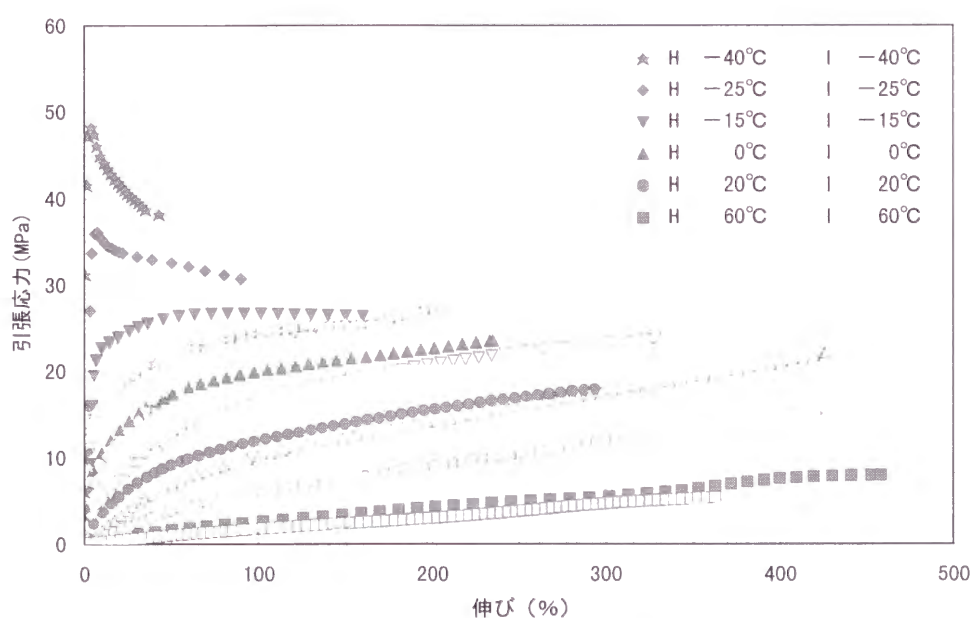


Fig. 2.26 PVC 系 GM の温度特性

2.7 AS パネルの温度特性

2.7.1 AS パネルの温度依存性

実験に用いた AS パネルは、ブローンアスファルト（重量率 60～70%）、石灰石粉（25～35%）、鉱物繊維（5～10%）を配合した特殊アスファルトマスティックを、保護用の不織布で挟んでサンドイッチ構造としたものである。保護用の不織布は、さらにアスファルトコーティングされている。

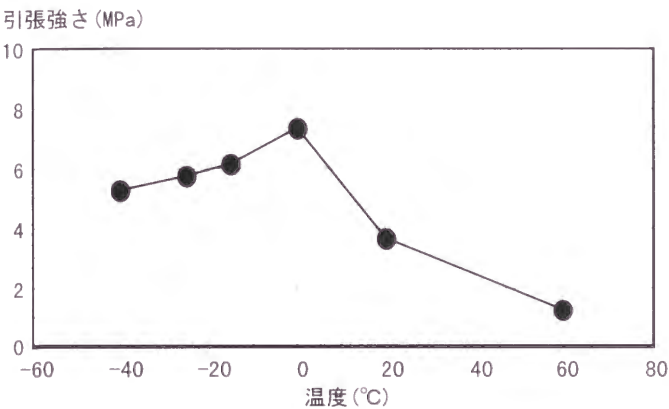


Fig. 2.27 AS パネルの温度特性  
(引張速度 100mm/min)

Fig. 2.27 は、幅 50mm、厚さ 10mm の供試体の各実験温度における引張強さを示したものである。引張速度は、100mm/min である。実験温度の変化に伴う物性変化が大きいことがわかる。特に、通常の現場での夏場の AS パネル（無処理）表面温度と考えられる 60℃における引張強さは、標準温度の 1/3 程度である。低温側については、0℃をピーク（0℃/20℃：約 2 倍）として、低温になるにつれ低下するが、-40℃においても標準温度における引張強さの 1.5 倍を有する。前述したように、AS パネルの劣化防止対策として処理される特殊アスファルトによるシールコートやアルミペイント等の特殊塗装が、高温側の引張強さの低下対策としても重要であるといえる。

ただし、引張試験結果を用いて AS パネルの限界施工可能斜面長さを試算すると、次のとおりである。AS パネルの比重を 1.2 とし、引張強さを 1MPa（60℃の時の値）とすると、吊り下げ自重によって破断する AS パネル長さは、80m 程度となる。通常の施工（斜面長さ、環境温度、荷重条件）を前提とした場合、AS パネルが引張強さに関して問題となる状況は想定され難いといえる。

また、Table 2.11 に示すように、実験温度の変化による切断時伸び率の変化も大きい。-15℃以下になると、伸び率 1%程度以下で一気に破断する。20℃では、伸び率 10%程度で引張強さの最大値を示した後、やや伸びて破断となる。さらに高温の 60℃になると、伸び率 10%程度で引張強さの最大値を迎えた以降も伸び能力を保持し、伸び率 30%程度で破断する。

Table 2.11 AS パネル切断時伸びの温度依存性

引張速度：100mm/min，チャック間距離 150mm

試験温度	切断時の変位	切断時伸び率 (%)	引張応力ピーク時の伸び率 (%)
-40℃	0.7mm	0.5	
-25℃	1.4mm	0.9	
-15℃	1.6mm	1.1	
0℃	6mm	4	
20℃	18mm	12	10
60℃	45mm	30	10

## 2.7.2 AS パネルの引張速度依存性

一方，AS パネルの引張強さは，引張速度にも大きく依存する．Fig. 2.28 は，実験時の引張速度を 500mm/min から 0.05 mm/min の間で 5 段階に変化させた時の標準温度における引張強さを示したものである．

100mm/min 時に対する 500 mm/min 時の引張強さは 1.3 倍とパネルに作用する急激な応力

には大きな引張強さを発揮するが，0.05mm/min といった極めて緩慢な応力に対しては 100mm/min 時の約 40%と引張強さは小さくなる．AS パネルの持つ粘弾性が現れた結果といえる．なお，Table 2.12 に示すように，切断時伸び率も引張速度により変化し，引張速度が小さいほど，切断時伸び率は大きくなる傾向にある。但し、最大の引張強さを示す伸び率は引張速度に拘わらずほぼ一定で，10%程度である。

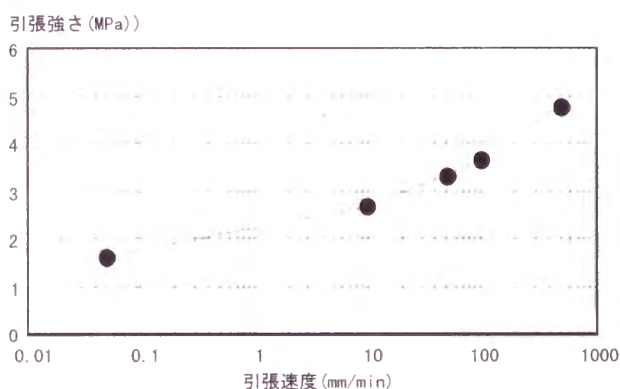


Fig. 2.28 AS パネルの引張速度依存性  
(実験温度 20℃)

Table 2.12 AS パネル切断時伸びの引張速度依存性引張速度

試験温度：20℃

引張速度	破断時の変位	破断時伸び率 (%)	引張応力ピーク時の伸び率 (%)
0.05mm/min	35mm	23	10~17
10mm/min	23mm	15	10
50mm/min	19mm	13	10
100mm/min	18mm	12	10
500mm/min	17mm	11	10

2.8 貯水池喫水線付近における各 GM の挙動の検討

以上述べた各 GM の温度依存性が貯水池表面遮水材として利用する場合に具体的に検討課題となる事例は、貯水池喫水線付近における挙動である。すなわち、土中に敷設された状態で供用される廃棄物処分場の GM は、気温による温度変化の影響が緩和されるのに対し、貯水池表面遮水材として用いられ、水面上に露出する部分の GM は、直接、気温や日射熱の影響を受ける。従って、GM の温度依存性が設計上の課題となるのは、喫水線付近に生ずる GM 物性の相違による部分的な引張状態である。この引張状態は、二つのケースが考えられ、水面下の GM 温度が水温に維持されるのに対し、水面上が高温状態になる夏季の状況と低温状態になる冬季の状況である。そこで、夏季の状況は、水面下 20℃、水面上 60℃とし、冬季の状況は、水面下 0℃、水面上 -15℃として、喫水線付近に生じる各種 GM の物性の状態を検討すると、Table 2.13 のとおりである。ここで、各温度での引張強さをそれぞれ  $T_B 60$ 、 $T_B 20$ 、 $T_B 0$ 、 $T_B -15$  と、切断時伸びを  $E_B 20$ 、 $E_B 0$  と、20℃での  $T_B 60$  なる引張応力値における伸び率を  $E_B 20(T_B 60)$ 、-15℃での  $T_B 0$  なる引張応力値における伸び率を  $E_B -15(T_B 0)$  と表示する。ただし、降伏を生じる材料については、降伏点における引張応力、降伏を起こすまでの伸びを用いるものとする。AS パネルについては、引張速度 100mm/min での値を用いる。

Table 2.13 各 GM の喫水線付近の物性状況

GM の種別 物性値 種別	夏季の状況				冬季の状況			
	$T_B 20$	$E_B 20$	$T_B 60 / T_B 20$	$E_B 20(T_B 60) \%$	$T_B 0$	$E_B 0$	$T_B 0 / T_B -15$	$E_B -15(T_B 0) \%$
HDPE 系 C	26.4	9.3	0.60	2.7	30.5	7.8	0.83	7.7
TPE 系 E	8.3	26.6	0.52	5.8	11.6	22.4	0.76	2.9
PVC 系 H	17.9	295	0.44	38	23.5	235	0.88	16
PVC 系 I	15.6	425	0.35	85	22.0	425	0.93	240
EPDM 系 A	10.5	505	0.75	390	13.2	485	0.90	370
EPDM 系 B	9.2	555	0.87	500	12.6	455	0.86	330
EPDM 系 寒	11.9	555	0.52	320	18.0	575	0.85	490
AS パネル	3.7	12	0.33	4	7.4	4	1.20	—

喫水線上下における引張強さの相違は、比較対象としたすべての GM において、冬季より夏季の方が大きい。特に、AS 系、合成樹脂系、合成ゴム・合成樹脂複合系の GM は、引張強さの比が 1/3～1/2 程度となる。また、これらの GM は、水面下部分の GM に期待できる伸び率が数%～数 10%と小さいことから、材料自体の強さで基盤の変形に対応すること



となる。この時、AS パネルについては厚さが 10mm であり、基盤の凹凸に追従できる粘弾性が期待できると思われるが、TPE 系については他の GM に比較して  $T_{B60}$  が小さい (4.3MPa) ことから、設計においては注意を要すると考えられる。

一方、冬季においては、 $T_{B0}/T_{B-15}$  はいずれの GM も 0.75 以上であることから水面の上下における引張強さの差は小さい。しかし、TPE 系の  $E_{B-15}(T_{B0})$  は、 $E_{B0}$  の 1/10 程度の 2.9% と非常に小さいため、喫水線より下の GM に局所的な伸びを生じる可能性が高い。また、その喫水線より下の伸び能力自体も 22.4% と小さいことから、こうした状況の生じる条件下での使用は避けるべきであると思われる。

このように、合成樹脂系、合成ゴム・合成樹脂複合系の GM は総じて、温度依存性が大きい。ため、貯水池表面遮水材としてこれらの GM を用いる場合は、その現場状況に応じた検討が必要であるといえる。以下に、様々な使用条件下での検討に資するため、各実験温度における各種 GM の代表的な応力-ひずみ曲線を示す。

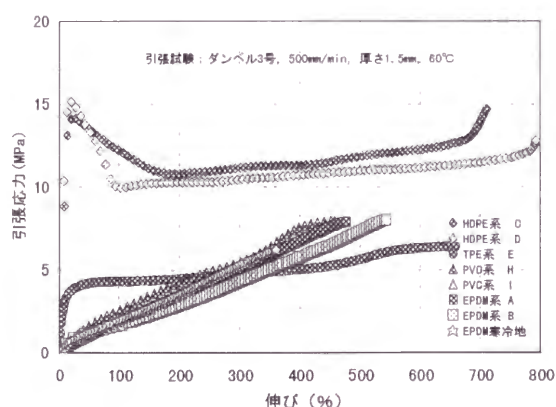


Fig.2.29 60°Cにおける応力-ひずみ曲線

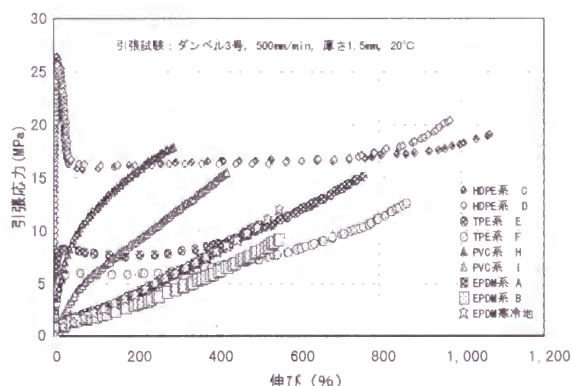


Fig.2.30 20°Cにおける応力-ひずみ曲線

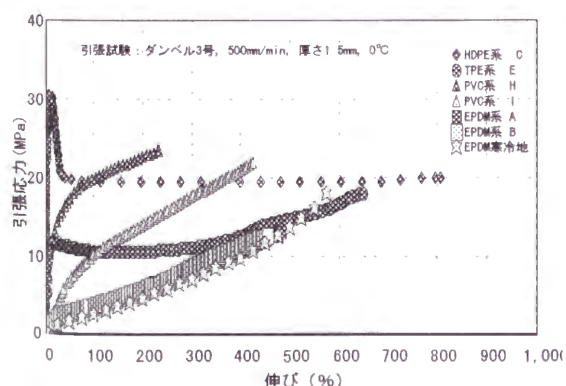


Fig.2.31 0°Cにおける応力-ひずみ曲線

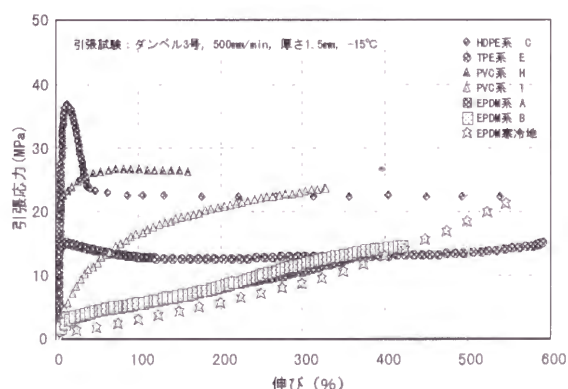


Fig.2.32 -15°Cにおける応力-ひずみ曲線

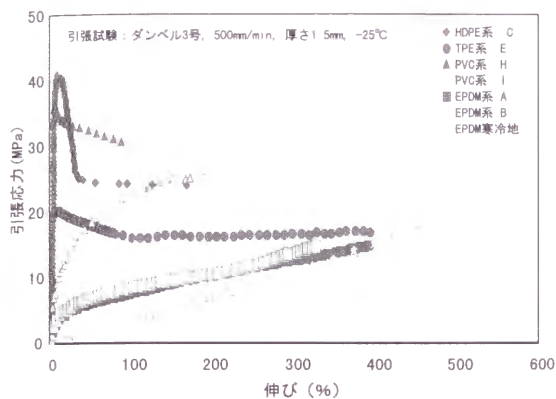


Fig.2.33 -25°Cにおける応力-ひずみ曲線

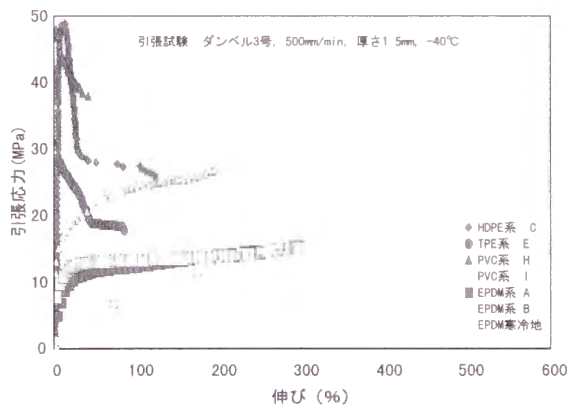


Fig.2.34 -40°Cにおける応力-ひずみ曲線

## 2.9 まとめ

貯水池表面遮水材として、多様な GM が利用できる状況となっていることから、材料選択の幅が広がってきている。それらは材料素材の特性から派生する独自の性能を持っており、使用に当たっては、それらの特性を十分踏まえた上で設計することが肝要である。本章では、貯水池表面遮水材が暴露状態で使用される場合が多いことに鑑み、材料選定上のポイントとなる各種 GM の力学的物性の温度依存性について検討を行った。以下に、検討成果を要約する。

- a) EPDM 系 GM は、その配合設計を工夫することにより、引張強さ、切断時伸びといった基本物性を変更できることのみならず、物性の温度依存性を改善することが可能である。研究事例として取り上げたように、改良限界はあるものの、 $-40^{\circ}\text{C}$  という極寒冷状態においても、応力と伸びの線形関係が維持できる寒冷地用 GM の開発も可能である。
- b) HDPE 系 GM は、常温における引張強さが EPDM 系 GM の 3 倍程度と強靱であり、低温になるに従いますます引張強さが大きくなる。しかし、いずれの温度においても伸

び率 5～10%の伸び初期において降伏を生じる。貯水池用 GM としての利用においては、降伏を生じるまでの物性を基に設計を行うべきである。

- c) TPE 系 GM は、HDPE 系 GM と EPDM 系 GM を力学的に合成した応力-ひずみ関係を示す。常温より低温側になると HDPE 系型の温度特性が卓抜するようになり、明確に降伏点が現れる。また、この降伏点は、低温になるにつれ、より伸び率の小さな段階で出現し、弾性領域が小さくなる。降伏点における引張強さは、EPDM 系 GM の引張強さ以下、又は同程度であることから、弾性領域が狭いことと合わせて考えると、使用に当たっては特に注意が必要である。
- d) PVC 系 GM は、配合される助剤によって物性値が大きく変えられる材料である。軟質系と高弾性軟質系では力学的特性が著しく異なる。両者共に、常温ではゴム状弾性を有するが、軟質系は 0℃以下、高弾性軟質系は -15℃以下の低温側では応力-ひずみ関係の線形性が崩れる。また、軟質系は、-15℃以下では降伏点が現れる。使用環境条件に応じた、所要の性能を備えた製品選定が重要である。
- e) AS パネルは、温度依存性、引張速度依存性が大きい。温度依存性については高温側の引張強さの低下が大きく、60℃での引張強さは常温時の 1/3 程度である。AS パネルの劣化防止対策として処理されるアルミペイントなどの特殊塗装が、高温側の引張強さの低下対策としても重要である。また、引張速度依存性については、0.05mm/min における引張強さは、500mm/min における場合の 1/3 である。設計に用いるべき物性値は、温度依存性、引張速度依存性を考慮すべきである。
- f) メーカーサイドや国際学会の GM の分類は、配合素材からみた分類が一般的である。しかし、土木用遮水材としての分類は、力学的特性からみた分類の方が利用者にとって便利であり、分類上から生じる誤解を防止できると考えられる。例えば、TPE 系 GM は、メーカーサイドや国際学会では EPDM 系 GM と分類されているが、降伏点が存在する物性からみれば、合成樹脂に近い分類とすべきである。すなわち、TPE 系 GM は、EPDM 系 GM とはせずに、別途に加硫ゴム・合成樹脂複合系の熱可塑性エラストマー (TPE) と分類上するのが適切である。そこで、配合素材による分類を尊重しつつ、力学的特性に配慮した Fig. 2.35 に示す分類を提案する。

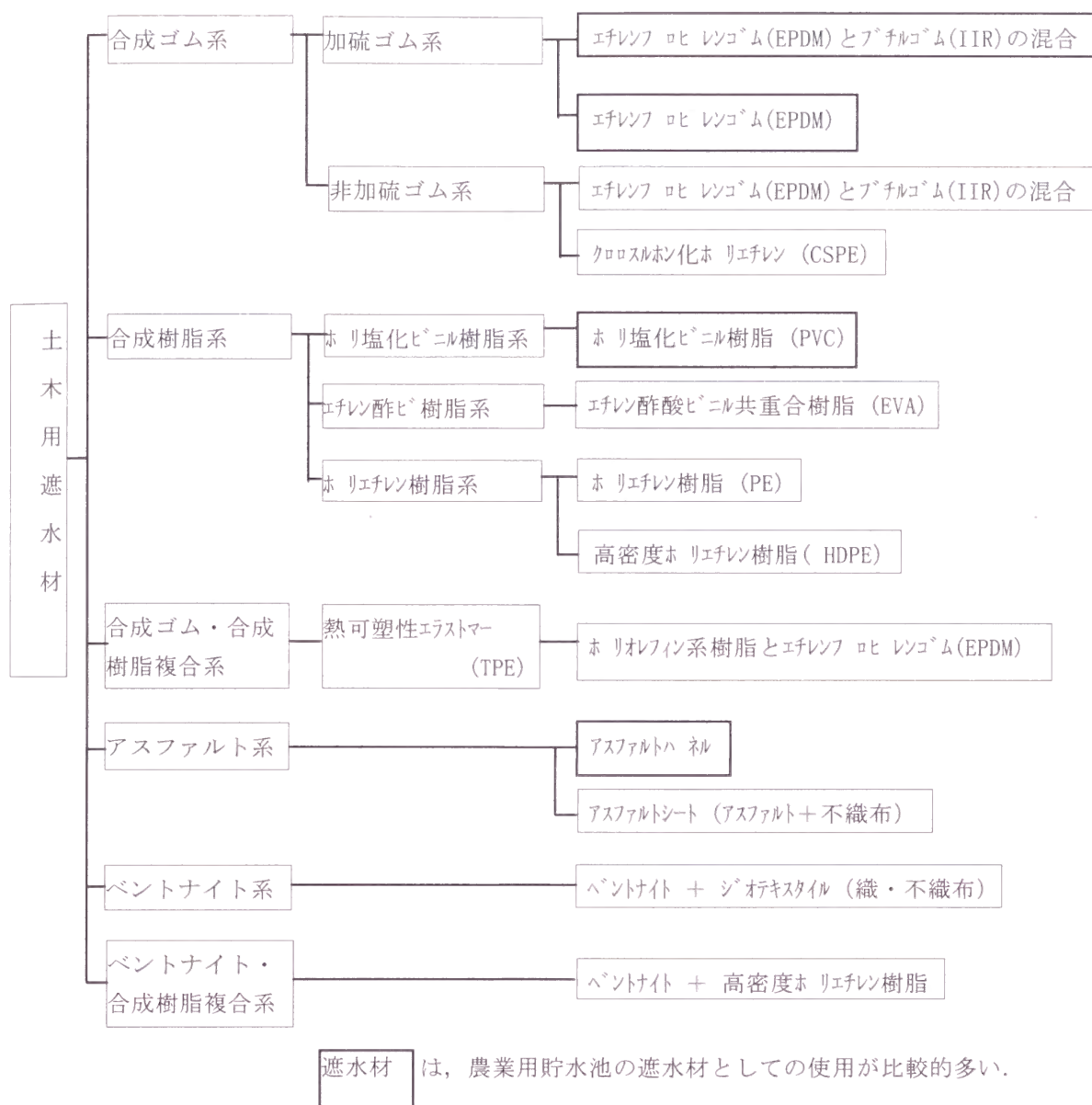


Fig. 2.35 GM の分類

遮水材料の選定要件は、GM の力学的物性値の温度依存性のみではない。GM の接着・接合部の安定性と水密性，耐水圧性，耐久性等が重要な要件となる。これらについては，次章以降で検討する。

## 引用文献（第2章）

- 海老名芳郎・竹内正一・岩崎和巳・菊岡保人（1970）：薄層舗装材料の貯水池への応用に関する研究（合成ゴムシート  
の材質と小容量貯水池の施工について），農業土木試験場技報，C（造構）第8号抜刷，p.27
- ジオシンセティック試験方法検討委員会（1997）：ジオメンブレンに関する試験方法の調査結果，地盤工学会ジオメ  
ンブレン利用の現状と試験方法講演論文・資料集，pp.88～89
- 合成高分子ルーフィング工業会（1993）：シート防水マニュアル（加硫ゴム系），加硫ゴム部会，pp.8～9
- 井上俊英（1997）：実用プラスチック成形加工事典，産業調査会事典出版センター，p.41
- 伊藤忠久・立石信次・坂根一男（1997）：丸山調整池のゴムシートを用いた遮水工法について，第40回（平成8年  
度）北海道開発局技術研究発表会概要集4巻，p.101
- 国際ジオシンセティックス学会日本支部・ジオメンブレン技術委員会（1995）：ジオメンブレン技術概説（設計と施  
工），p.4
- LaGatta,M.D., Boardman,B.T., Cooley,B.H. & Daniel,D.E.（1997）：Geosynthetic Clay Liners Subjected to  
Differential Settlement, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, May, pp.402～410
- 中川鶴太郎（1984）：ゴム物語（科学全書12），大月書店，pp.209～210
- 長束一男（1997）：農水分野における土木用遮水材，地盤工学会ジオメンブレン利用の現状と試験方法講演論文・資  
料集，pp.39～41
- 太田忠尚（1973）：改訂新版プラスチックハンドブック，朝倉書店，p.318
- 島岡隆行（1997）：廃棄物処理分野におけるしゅ水システムとGM利用の現状，地盤工学会ジオメンブレン利用の現  
状と試験方法講演論文・資料集，p.64
- 鈴木秀明（1968）：プラスチックの問題点，土木材料ハンドブック，山海堂，pp.459～460
- 田中享二（1996）：合成高分子防水材料の耐候性の評価と予測，ウレタン建材，第20号，p.30



## 第3章 GMの接着・接合部の力学的安定性と水密性

### 3.1 概説

例えば、EPDM系GMは工場製品として、通常は、幅1.0～1.2m×長さ10mを単位として製造出荷される。GMの割付け計画が作製されている場合は、拡幅といった所要の調整を工場で行った上で施工現場に搬入されるが、それでも最大幅は8m程度である。従って、貯水池の遮水材として使用するにあたっては、多かれ少なかれ、施工現場でのGM相互の接着の必要性が生じる。また、取水設備等コンクリート構造物との接合の必要性も生じる。このEPDM系GMの接着・接合については、貯水池分野における30年以上の実績の間、メーカーサイドとの協力の下に、その性能の改良がなされてきている。ところが、東海農政局万場調整池をはじめとして、高水深下でEPDM系GMを使用する場合、高水圧下におかれるが故に発生する設計・施工上の技術課題の一つであるGMの接着・接合部の力学的安定性や不同沈下発生時の水密性の確保問題が、より大きな技術的課題となる。特に、施工時の環境条件がそれらに与える影響度合いの把握については、安全性と施工性に関わる課題である。1980年代に米国開拓局がコロラド州リードビルの北西約24kmに位置するMt.Elbert上部貯水池（有効貯水量880万m<sup>3</sup>、利用水深21m）の湛水池内全域（1.17km<sup>2</sup>）にGMの敷設を計画した際にも、EPDM系GMを比較検討材料に選定しつつも、現場での接着に問題があるとして使用を見送っている（増田，1994）。一方、高温地や寒冷地にあつては、施工時の環境条件のみならず、供用時の環境条件が接着・接合部の安定性に及ぼす影響についても十分事前に検討しておく必要がある。

もちろん、GM相互の接着・接合は、EPDM系GMに限らず、他のどの種のGMについても必ず発生する。しかし、その接着・接合方法は、大別して、熱硬化性GMと熱可塑性GMの種別により大きく異なる。熱硬化性GMを代表するEPDM系GMは主として共加硫による接着であるのに対し、熱可塑性GMであるHDPE系GMやTPE系GMは主として加熱相溶融化による溶接である。通常、加熱溶接は、施工時の環境条件の影響を制御し易く、GM自体が相溶融化して一体化すれば、接着・接合部の強度や水密性が課題となることは少ない（三木ら，1994）。従って、本章においては、加熱溶接するGMについても検討対象とするが、EPDM系GMを中心として検討を進めることとする。

そこで、まず、EPDM 系 GM について、現場作業上の制約要因となり施工可能日数を規定する施工気象条件、主として湿度条件が、GM 相互、GM とコンクリート、GM とアスファルトの接着・接合強度の発現に与える影響を明らかにする（第 2 節）。次に、供用時の気象条件、特に温度が、EPDM 系 GM の相互接着部やコンクリートとの接合部の剥離強さに与える特性を明らかにする。合わせて、HDPE 系 GM、TPE 系 GM、AS パネルについても検討する（第 3 節）。さらに、近年、接着・接合部の安定性をより向上させようとする発注者側の意向や、現場作業の軽減、迅速化を図る工事受注者側の要望から、近年多用化される傾向にある工場接着接合における課題として、EPDM 系 GM、TPE 系 GM の工場加熱圧着直近部の物性変化問題を取り上げる。また、異種材料 GM 間の接合について、EPDM 系 GM と TPE 系 GM の場合を例として検討する（第 4 節）。

一方、接着・接合部の水密性に関しては、EPDM 系 GM、HDPE 系 GM、TPE 系 GM、AS パネルの相互接着・接合部やコンクリートとの接合部について、室内モデル実験結果をもとに検討する（EPDM 系 GM：第 5 節、HDPE 系 GM、TPE 系 GM 及び AS パネル：第 6 節）。特に、EPDM 系 GM については、砕石基盤上やコンクリート目地部上、あるいは不同沈下による段差発生部に架かる GM 相互接合部の水密性、コンクリート構造物との接合部の高水圧負荷時、繰り返し水圧負荷時の水密性について明らかにする。

### 3.2 施工時の気象条件が EPDM 系 GM の接着強度に及ぼす影響

#### 3.2.1 室内実験の方法

##### (1) 供試体 GM の基本物性

EPDM 系 GM の現場施工可能日数を規定する高湿度条件や低温条件が接着強度の発現に与える影響を検討するために実施した室内実験の対象 GM は、現在、農業用貯水池の表面遮水工に多く使用されている X、Y、Z の 3 社が市販している製品である。その基本成分及び基本物性値は、Table 3.1 に示すとおりである。

X、Y 社製の基本物性値はほぼ同程度であり、他の多くの市販されている EPDM 系 GM の一般的物性値となっている。それに対し、Z 社製の GM は M300 がかなり大きく、切断時伸びもやや小さいことから、硬めの GM であるといえる。通常、同種の GM であれば硬めの GM は柔らかめの GM に比べ、剥離接着強度が大きい評価となる。これは、JIS に

Table 3.1 供試体 GM の基本成分と基本物性値

種別	基本成分混合比		基本物性値		
	EPDM	IIR	M300	引張強さ	切断時伸び
X	100%	0%	5.1MPa	10.1MPa	522%
Y	70%	30%	5.0MPa	10.1MPa	544%
Z	70%	30%	7.9MPa	9.5MPa	456%

規定された剥離試験においては、剥離引張時に供試体幅の痩せが、柔らかめの GM に比べ起こり難いことによると考えられる。従って、剥離接着強さ試験結果の評価にあたっては注意が必要である。また、X 社製は EPDM100%であり、Y、Z 社製には IIR が 30%ブレンドされている。一般に、EPDM は主鎖に二重結合を含まないことから耐オゾン性、耐候性に優れるが他の材料に対する接着性に劣る、他方、IIR は接着剤に使用されている成分でもあることから接着性に優れるといわれている（前田，1995）。

## (2) 実験方法と供試体作製条件

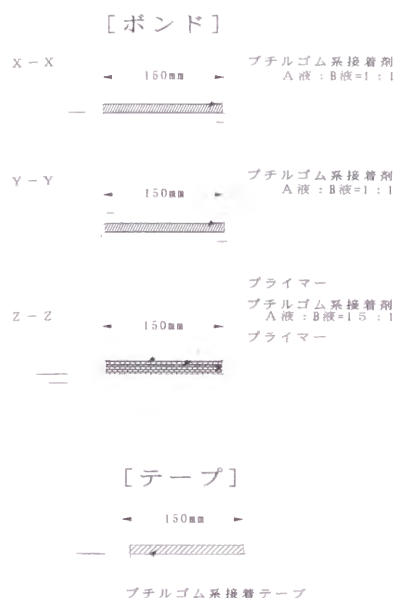
現在、貯水池遮水工計画において一般的に考えられる接着の組み合わせは、GM 相互の接着、GM とコンクリートとの接着、あるいは GM とアスファルトとの接着である。現場で行われているそれぞれの現場接着の方法及び接着剤（材）は、Table 3.1 に示した GM の種別により異なる。そこで本実験においては、現場における接着方法を踏襲することとし、温度条件を 20℃に一定、湿度条件を RH100～95%，RH85～82%，RH75～67%の 3 条件として供試体を作製した。実施した実験方法及び供試体作製条件を Table 3.2 に示す。

Table 3.2 接着強度実験の方法

実験対象	現場接着仕様
実験方法	JIS K 6854 接着剤の剥離接着強さ試験方法に準ずる。 引張り強さ：つかみ移動速さで 200±20mm/min 剥離方法：GM 相互は T 形剥離、コンクリート、アスファルトは 180° 剥離
供試体	接着後 7 日間、次の作製条件下で放置した後、各放置条件下で養生 作製条件：湿度 RH100%～95%，RH85%～82%，RH65%～67% 放置条件：作製条件下での放置，70℃ 温水浸漬，70℃ オープン放置

### 3.2.2 GM 相互の接着

接着方法は、ボンド（ブチルゴム系 2 液反応硬化型）接着とテープ（ブチルゴム系自然加硫型粘着テープ）接着の 2 種類である。Fig. 3.1 に、接着模式図を示す。



試験片作成および裁断概要

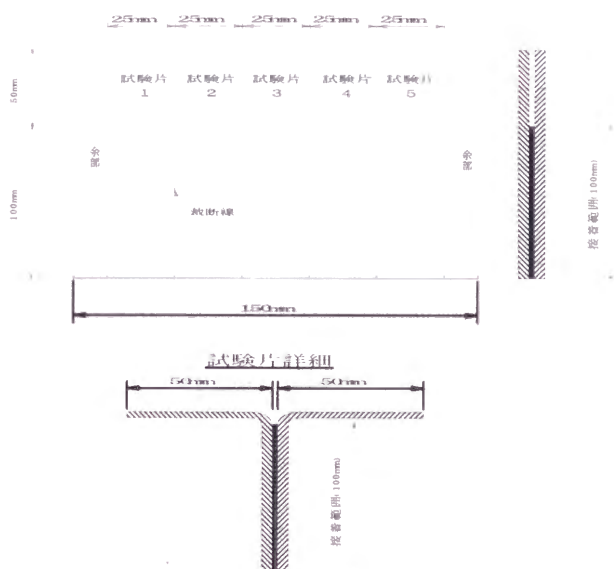


Fig. 3.1 GM 相互の接着模式図

Fig. 3.2 T形剥離試験片

実験は、「JIS K 6854 接着剤の剥離接着強さ試験方法」に規定された T 形剥離試験に準じて行った。この試験方法では、Fig. 3.2 に示した供試体を作製して接着端部から順次剥離させるため、現場において通常発生する剥離面でのせん断剥離状況を再現していない。しかし、剥離接着強度のみならず、接着部における剥離の状況、特に部分的な接着のムラなどが詳細に観察できることから、一般に採用されている。また、せん断剥離試験結果に比べて小さな値を示すため、剥離接着強さの評価法としては安全側の試験方法である。

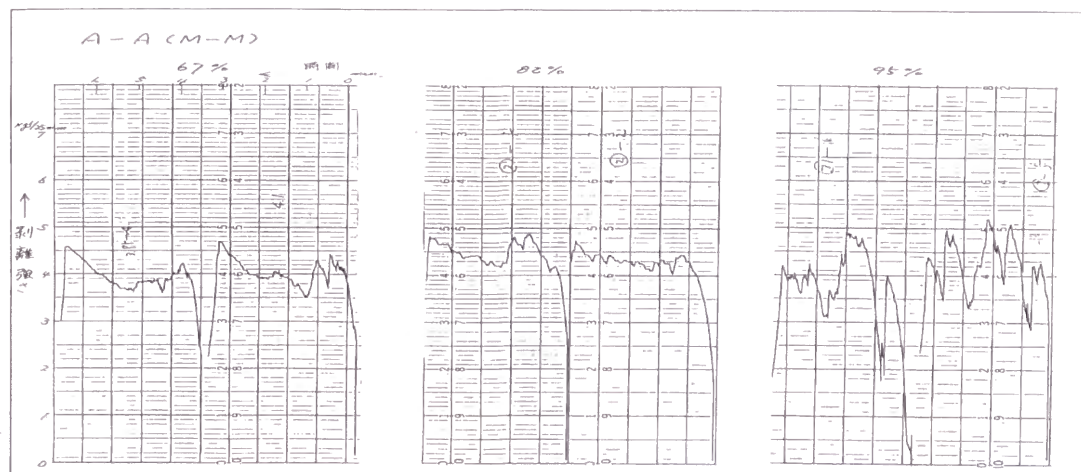
接着強度実験結果をボンド接着とテープ接着に大別して、Table 3.3 に示す。また、Fig. 3.3 は、剥離の様子をペンレコーダで記録した実験結果の一例である。

Table 3.3 GM と GM の接着強度

[単位：N/25mm]

GM 区分	作製条件	作製条件養生 7 日後			70℃オープン110 日後		
	湿度	ボンド	テープ	改良型テープ	ボンド	テープ	改良型テープ
X-X	95%	37	49	102	62	98	—
	82%	43	48	96	65	102	99
	67%	41	47	90	95	104	—
Y-Y	95%	31	52	99	79	87	—
	82%	36	52	99	88	104	90
	67%	41	48	91	77	100	—
Z-Z	95%	41	59	88	33	116	—
	82%	88	59	92	56	114	83
	67%	68	58	77	56	114	—

(a) ボンド接着



(b) テープ接着



Fig. 3.3 ペンレコーダによる T 形剥離試験の記録例

Fig. 3.3 の実験記録のように、ボンド接着の場合は、剥離中に接着のムラが見られ、特に高湿度条件で接着した場合においては、その山谷の変動が激しく、接着強度の低下が見られる。それに対し、テープ接着の場合は、剥離状況が安定しており、高湿度の影響をほとんど受けていない。一方、Table 3.3 に示したように、ボンド接着、テープ接着ともに、経日・熱により接着剤（材）の加硫が進み、接着強度が増加している。ただし、その増加の確実性はテープ接着の方が高い。従って、現場の施工規模等の条件が適合すれば、接着環境湿度に影響されないテープ接着の方が、やや安定した結果が得られるといえる。

なお、3.5 で述べる水密性実験において、高水圧（1.5～2.9MPa）を負荷した際、接着部に生じたシワの部分や接着部が段差を横断する部分において、テープ接着であっても水みちの発生が認められたため、メーカーの協力を得て、粘着力、加硫速度を強化した接着テ



ープ（改良型テープ）の開発を試みた．その実験結果を，Table 3.3 にあわせて示した．改良型テープは，従来のものより初期接着強度は平均的に向上した値が得られている．しかし，70℃オーブンで 110 日養生をしても，作製条件養生 7 日後の値と比較して接着強度の増加は認められない．改良型テープは，初期接着強度が求められる場合には有効であるが，加硫度に規定される長期材令の接着強度は従来のものと変わらないといえる．

さて，この施工湿度条件が接着強度に与える影響については，沖縄地方のように高温高湿地域における施工においては，より接着強度の不安定性が危惧されることから重要な検討課題となる．そこで，さらに，供試体作製時の温度条件，湿度条件を変化させた詳細な室内実験を実施した．Fig. 3.4 は，温度を 10～35℃の間を 5℃刻みに，湿度を 65～95%の間を 10%刻みに，実験室の環境条件を変化させて実施した T 形剥離試験，せん断剥離試験の結果である．なお，供試体 GM は，第 2 章で述べた「M（電発）」を使用している．

供試体作製時の温度が 20℃あるいは 25℃以上，かつ湿度が 85%以上になると，接着強度の低下が見られる．そこで，この要因と考えられる供試体作製におけるオープンタイム時の状況をみてみると，Table 3.4 のとおりである．また，Table 3.5 は，実験後の剥離状況の確認結果である．

明らかに，湿度 85%以上の場合には，今回設定した 10～35℃環境条件下では全て結露が発生しており，接着強度の低下は結露の発生が原因と考えられる．剥離は 2 枚の GM に塗布した接着剤の一体化がなされず，その層間で起きている．

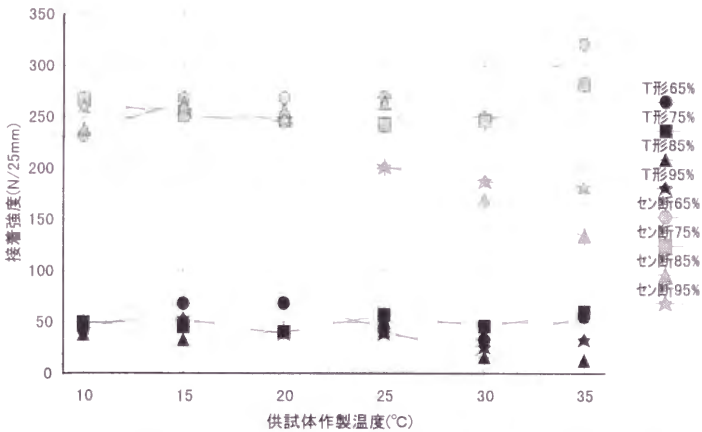


Fig. 3. 4 GM の接着強度(供試体作製時の温度・湿度)

Table 3.4 オープンタイム時の状況

℃ %	10	15	20	25	30	35
65	×	×	×	△	△	×
75	○	○	△	△	△	×
85	○	○	△	△	○	◎
95	○	○	○	◎	○	△

◎：結露あり(著しく多く，ローラ転圧時に滲み出る)  
○：結露あり(水滴の凝結が目視できる)  
△：結露あり(水滴の凝結は目視できないが，指触の跡が残る)  
×：結露なし(指触の跡も残らない)

Table 3.5 剥離状況

試験 C %	T形剥離						せん断剥離					
	10	15	20	25	30	35	10	15	20	25	30	35
65	D	D	D	D	C	D	B	B	B	D	D	D
75	D	D	D	D	D	D	D	D	B	D	D	D
85	C	C	C	D	C	C	D	B	D	D	C	C
95	D	D	C	C	C	C	D	D	D	D	C	D

B : GM と接着剤の間の界面剥離  
 C : 接着面層間での剥離  
 D : 混合剥離(B, C の混合)

この現象は、次のように説明できる．すなわち、オープンタイム時に接着剤成分の気化に伴う気化熱により、接着面の温度低下が生じ、その時の湿度が高いと接着面に結露が生じる．一般に、湿潤空気が圧力一定のもとに冷されるときは、相対湿度は大きくなり、遂には水蒸気が飽和して凝結を起し水滴を生ずる．そのときの温度を定圧露点というが、温度  $t_\theta$  における相対湿度  $U$ 、蒸気圧  $e$ 、飽和蒸気圧  $H_f$  の関係式

$$\log U = \log e - \log H_f \quad \dots\dots\dots (3.1)$$

に、Goff-Gratch の実験結果（篠原，1979）による  $H_f$  と  $t$  の関係を導入すれば、温度  $t_\theta$  における露点を求めることができる．Fig. 3.5 は、計算結果に基づいて、相対湿度（%）、気温（℃）、露点温度（℃）の関係を示したものである．

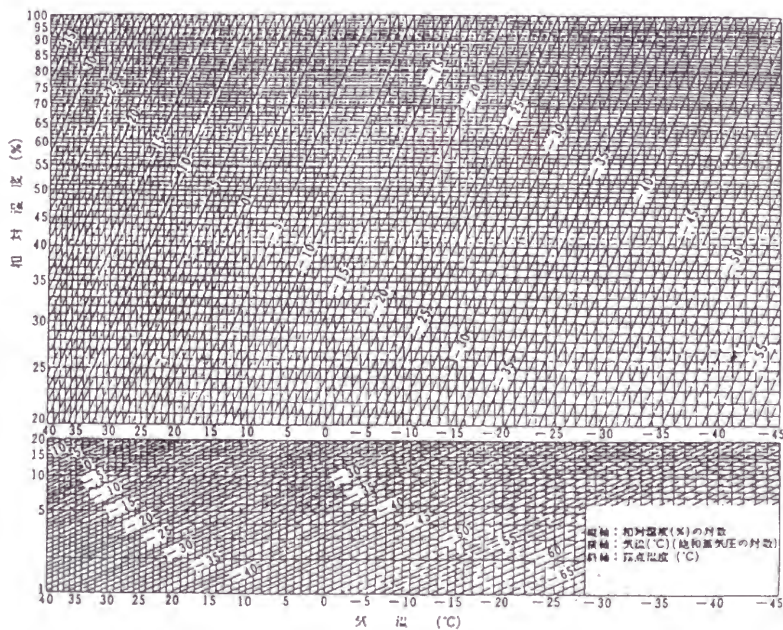


Fig. 3.5 相対湿度・気温・露点温度の関係

Fig. 3.5 により、今回の各環境設定条件下における露点温度を整理してみると、おおよそ、Table 3.6 のようである。

Table 3.6 露点温度（温度差）

<div><div>C</div><div>%</div></div>	35	30	25	20	15	10
95	-1	-1	-1	-1	-1	-1
85	-3	-3	-3	-2.5	-2.5	-2.5
75	-5	-5	-5	-4.5	-4.5	-4
65	-7.5	-7.5	-7	-7	-6.5	-6.5

Table 3.6 から明らかなように、気化熱による温度低下が 3 C 以上であれば、湿度 85% 以上の条件下では、水分量の多寡は不明であるが、すべて結露が生じていたことになる。このことは、Table 3.4 の接着剤塗布オープンタイム時の結露発生状況の確認結果とよく一致している。なお、最小強度を現出した 35 C・85% の供試体について、1 年後に接着強度を確認したが、非常に接着強度は小さく、指先の力で容易に剥がせる状況であった。

以上の結果を沖縄における施工現場の気象条件にあてはめた場合、接着強度の不安定性が危惧される。仮に、接着剤の気化熱による温度低下量が 4～5 C あるとすれば、湿度 75% でも結露を生じることとなり、施工可能期間がかなり制限されることとなる。こうした室内実験結果を踏まえ、電源開発沖縄海水揚水発電上部調整池の施工現場では、現場での接着箇所を最小限にとどめ、現場での接着が必要な場合は全てテープ接着に変更された。

一方、低温時の施工におけるテープ接着の安定性についても確認する必要がある。Fig. 3.6 は、丸山調整池の施工現場からサンプリングした第 2 章で述べた寒冷地用 GM のテープ接着 T 形剥離試験結果である。サンプリングは、6、7、9、10 月と計 4 回実施し、試験は各回ともに、接着 14 日後に実施している。第三回、第四回サンプリング時には接着作業時の気温が一時的に 5℃ 程度に降下していたにも拘わらず、GM 相互接着部における T 形剥離接着強さの低下は見られない。

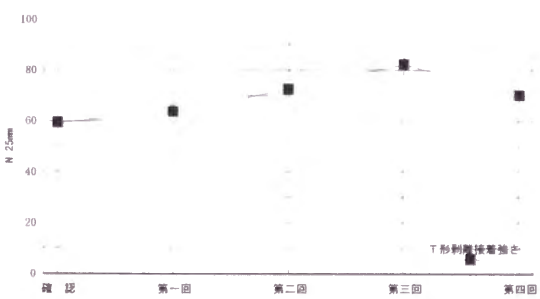


Fig. 3.6 EPDM 系 GM T 形剥離試験結果（長手方向 20℃）

接着テープが採用された万場調整池（豊川総合用水農業水利事務所，1997），沖縄海水揚水発電上部調整池（瀧本ら，1997），丸山調整池（長束，1997）における現場品質管理結果をまとめて示すと，Table 3.7 のとおりである．万場調整池，電源開発沖縄調整池は T 形剥離試験による接着剥離強さの規格値を 25N/25mm，丸山調整池は 20N/25mm として  
いることから，十分この規格値を満足する結果となっている．

Table 3.7 各調整池における現場品質管理結果

調整池名	T 形剥離試験結果			せん断試験結果			25N/25mm サンプ ル数
	最小値	最大値	平均値	最小値	最大値	平均値	
万場調整池	72	100	85	210	349	246	57
沖縄調整池	30	82	56	320	513	443	—
丸山調整池	63	85	72	174	—	—	20

- ・万場，沖縄は接着 7 日後，丸山は 14 日後の試験値．
- ・丸山のせん断強度は実験装置のストローク不足（9 個/20 サンプル）のため，最大値・平均値は算出不能．

なお，ここで，T 形接着剥離強さ” 25N/25mm” の意味するところを考えると，GM の厚さが 1.5mm の場合，重量は約 1.8kg/m<sup>2</sup> であることから，GM を垂直に垂らした場合，接着部は約 55 m まで耐えられることになる．現場での施工を想定した場合，実際にはこうした状況は起こり得ないと考えられ，また，現場における剥離状況は，T 形剥離ではなく，せん断剥離の形態となるのが一般的である．従って，安全率をどのように設定するかはさらに検討が必要であるが，“T 形接着剥離強さ 25N/25mm 未満は，即，接着強さ不足” とは判断すべきではないと考えられる．

3.2.3 GM とコンクリートの接着

接着剤は，それぞれエポキシ系（供試体 X），クロロプレン系（供試体 Y），ウレタン系（供試体 Z）の 2 液反応硬化型である．Fig. 3.7 に，接着模式図を示す．実験は，Fig. 3.8 に示す「JIS K 6854 接着剤の剥離接着強さ試験方法」に規定された 180° 剥離試験片を用いて実施した．ただし，コンクリートは，市販のスレート板を代用した．

実験結果を Table 3.8 に示すとおり，同一条件供試体においても接着強度のバラツキが大きいケースがみられる．コンクリート接着面の仕上げ（清掃）の程度，プライマーの含浸度合いが，接着強度に大きく影響することがうかがえる．



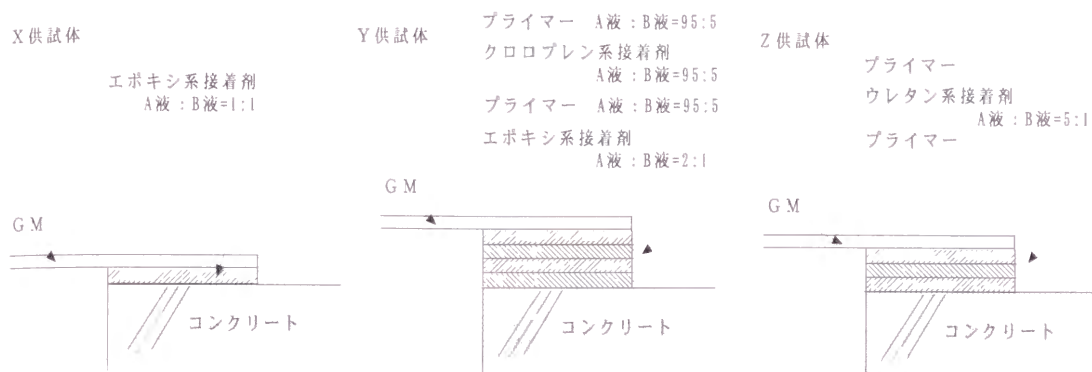


Fig. 3.7 GMとコンクリートの接着模式図

剥離は、接着剤と GM ある  
いはコンクリートとの間で  
界面剥離を起こすケースが  
多い。どの種の接着剤も接着  
時の湿度が高いと容易に剥  
離し、95%の環境湿度条件で  
接着したものは、他の条件に  
比べて 1/2 程度以下の強度し  
か有していない。特に、供試  
体 Y のクロロプレン系接着剤  
については、高湿度条件の影  
響が極めて明確に出ている。  
一般に、エポキシ (EPO)、  
クロロプレン (CR)、ウレタ  
ン (U) の吸水性を比較する  
と、 $EPO < U < CR$  とされる  
(占部誠亮, 1995) ことから、  
接着剤の吸湿による皮膜応

力の低下が原因と考えられる。また、供試体 Z の接着強度が X, Y に比べ全体的に著しく  
大きい理由は、3.2.1 で述べたように、GM 自体の基本物性値の差に起因する影響が大き  
いと考えられる。

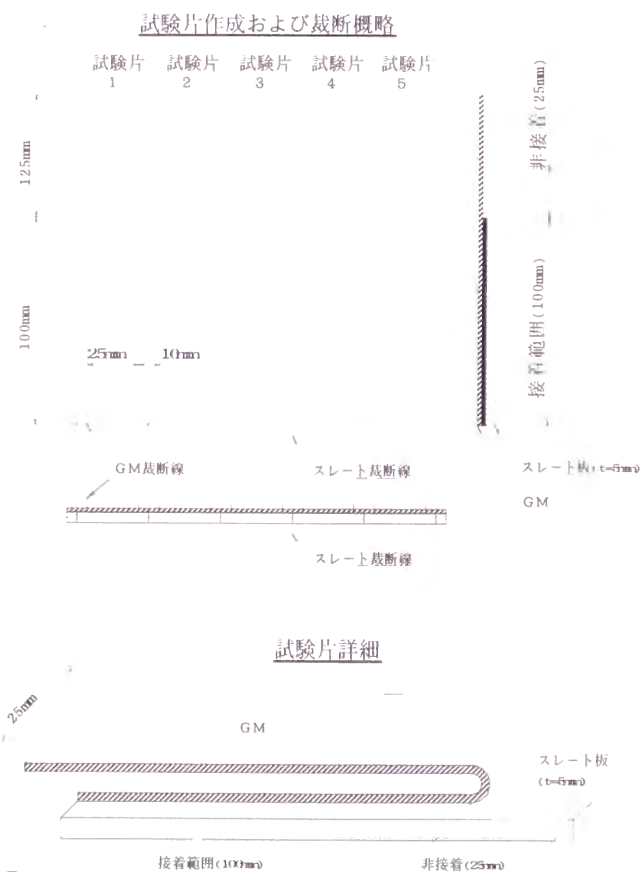


Fig. 3.8 180° 剥離試験片



Table 3.8 GM とコンクリートの接着強度

〔単位：N/25mm〕

GM 区分	作製条件	作製条件養生 2 週間			作製条件養生 1 週間, 70℃ 温水養生 1 週間		
	湿度	平均値	最小値	最大値	平均値	最小値	最大値
X	95%	38	30	45	45	20	90
	82%	88	80	95	51	45	70
	67%	38	35	45	62	30	120
Y	95%	18	15	20	25	10	35
	82%	65	55	70	45	40	50
	67%	62	60	65	76	60	90
Z	95%	66	50	90	62	20	110
	82%	126	80	180	112	90	120
	67%	134	110	140	122	110	140

なお、上述したとおり、供試体幅 25mm のコンクリート切片供試体による実験では実験結果にバラツキが大きいため、供試体幅 1m のモデルによる大型接着強度実験（巾広引張試験）を行った。大型接着強度実験は、Fig. 3.9 に示すように、せん断試験であり、コンクリートとの接着部直近部分の GM が伸び率 100% となるまで引張って、GM とコンクリートの剥離状況をみたものである。実験結果を Table 3.9 に示す。

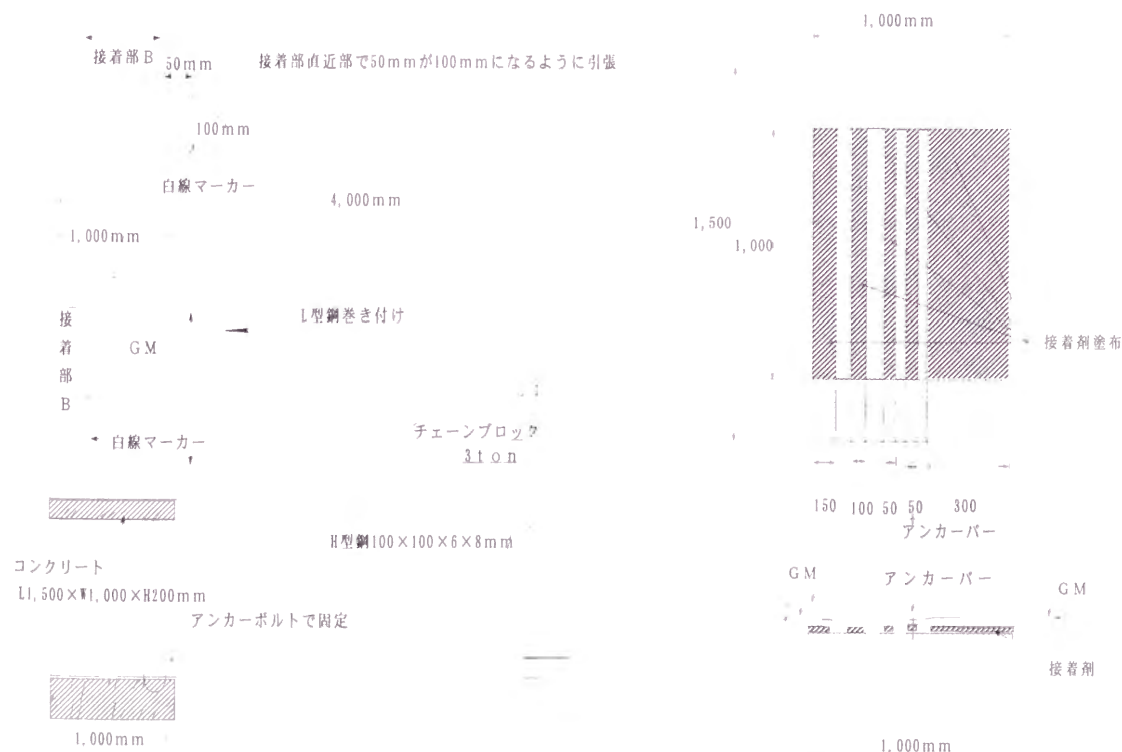


Fig. 3.9 大型接着強度実験

Table 3.9 大型接着強度実験結果

GM t = 2mm	接 着 法	接着幅(B)	結 果	
		mm	継続引張り(1週間)	繰り返し引張り(1週間)
X	エポキシ系接着剤 A液:B液=1:1	300	異常なし	異常なし
		150	端部剥離 (最高 3 cm 程度)	〃
		100	剥 離	〃
		50	〃	〃
		50+フラットハ°	〃	〃
Y	下から順に エポキシ系接着剤 A液:B液=2:1 フライマー A液:B液=95:5 クロフレン系接着剤 A液:B液=95:5 フライマー A液:B液=95:5	300	端部剥離 (最高 5 cm 程度)	異常なし
		150	〃 (最高 8 cm 程度)	剥 離
		100	剥 離	〃
		50	〃	〃
		50-フラットハ°	〃	端部剥離 (最高 2 cm 程度)
Z	下から順に フライマー ウレタン系接着 A液:B液=5フライマー	300	全体の 1/3 剥離 (最高 12 cm 程度)	異常なし
		150	剥 離	端部剥離 (最高 5 cm 程度)
		100	〃	〃 (最高 5 cm 程度)
		50	〃	剥 離
		50+フラットハ°	〃	破 断

- ・ 繰り返し引張りとは、8時間引張、16時間弛緩のサイクルである。
- ・ 端部剥離とは、引張側端部の剥離を示し、( ) は引張側端部からの剥離長さである。

実験結果から、たとえば、コンクリート構造物と敷設基盤との間に不同沈下が発生し、コンクリート構造物に接着された GM が取付部において集中的な引張力を受け、GM が 100%伸ばされる状態（引張力に換算すると、30N/cm 程度）であっても、接着幅が 30cm 程度あれば、コンクリート面との接着は確保されるといえる。接着剤については、エポキシ系を使用した場合が比較的高い耐剥離強さを示した。

一方、施工時の温度が低温である場合についても注意を要する。Fig. 3.10 は丸山調整池施工現場からサンプリングした寒冷地用 GM の 180° 剥離試験結果である。第 3 回、第 4 回サンプリング時の GM とコンクリートの接着部における 180° 剥離接着強さは、他の回

の 180° 剥離接着強さと比較して、30N/25mm 程度とかなり小さい。この原因は、通常言われている接着作業が可能な限界気温 5℃（プライマーの乾燥に必要な制約温度）に、前述したように施工現場での気温が一時的に低下したことによるものと想定される。なお、第一回は、接着剥離強さが大きいため接着部での剥離は起こさず、GM が破断している。

そこで、接着作業時の温度を 5℃に設定して、塗布されたプライマーの乾燥時間が 180° 剥離接着強さに及ぼす影響について室内実験を行った。Table 3.10 は、その実験結果である。この結果によれば、接着作業時のプライマーの乾燥温度を 5℃とすると、乾燥時間を 2 時間とっても、養生温度 5℃では 14 日後の 180° 剥離接着強さは 23N/25mm である。この温度下において、一般に施工現場での品質管理規格値とされる 25N/25mm 程度（例えば、万場調整池 25N/25mm，丸山調整池 20N/25mm）の確実な接着剥離強さを得るには、乾燥に 4～5 時間が必要である。従って、養生日数の増，あるいは養生温度の高まりとともに、経時的な剥離接着強さの増加が期待できるといえども、接着作業の限界気温は通常言われているとおり 5℃以上と考えるべきである。

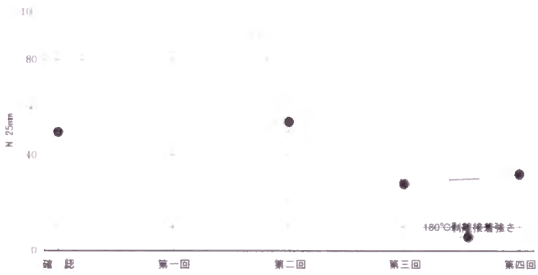


Fig. 3.10 EPDM 系 GM180° 剥離試験結果（長手方向 20℃）

Table 3.10 EPDM 系 GM とコンクリートの剥離接着強さの経時変化

プライマー乾燥時間		養生日数 (日)	養生温度 (℃)	
温度 (℃)	時間 (hr)		5	20
5	2	14	23 S/A	28 S/A
		25	28 S/A	35 S/A
5	3.5	14	28 S/A	38 S/A
		25	37 S/A	47 S/A
5	5	14	33 S/A	45 S/A
		25	45 S/A	55 S/A
20	2	14	55 S/A	75 S
		25	67 S/A	75 S

注) 180° 剥離試験結果 単位：N/25mm  
S/A：界面剥離，S：GM 破断

なお、エポキシ系接着剤を用いてコンクリートとの接着がなされた万場調整池，丸山調整池における現場品質管理結果（前掲文献による）は、Table 3.11 のとおりである。ただ

し、丸山調整池の場合、180° 剥離試験では 18 サンプルのうち 3 個、せん断試験では 19 サンプルのうち 10 個は、接着剥離強さが大きく GM が破断している。

Table 3.11 万場調整池，丸山調整池における現場品質管理結果

調整池名	180° 剥離試験結果			せん断試験結果			25N/25mm サンプル数
	最小値	最大値	平均値	最小値	最大値	平均値	
万場調整池	38	110	82	206	264	233	58
丸山調整池	26	202	65	190	245	214	18 (180°) , 19 (せん断)

・万場，接着 7 日後，丸山は 14 日後の試験値。

3.2.4 GM とアスファルトの接着

アスファルトと GM を接着する場合には、両方の材料の特性に配慮する必要がある。すなわち、強い接着接合を部分的に行った場合には、アスファルト層の遮水性を損う恐れがある。また、アスファルトが含有するオイル分によるゴムの膨潤（劣化）への影響を抑えることが必要である。そこで、Fig. 3.11 に示したような両方の材質の中間的な移行材料を組み合わせる接着方法によってアスファルトと GM を接着し、GM の剥離実験を行った。実験結果を Table 3.12 に示す。

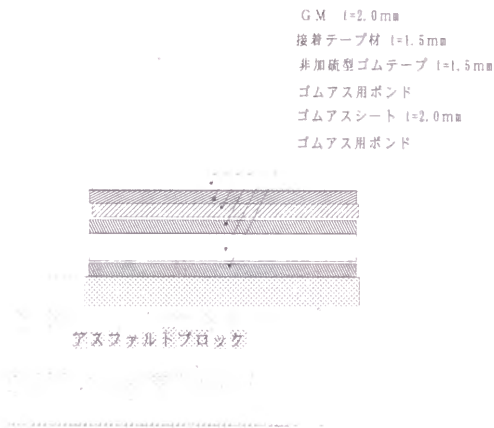


Fig. 3.11 GM とアスファルトの接着模式図

Table 3.12 GM とアスファルトの接着強度

養生条件	作製条件養生 7 日間		
	180° 剥離	せん断接着力	せん断定荷重 (10N/25mm)
95%	70～110	70～200	1 時間以内はずれ
82%	100～150	70～180	1 時間以内はずれ
67%	80～130	70～190	1 時間以内はずれ

つかみ移動速さ 200±20mm/min で行った 180° 剥離及びせん断接着力強度は、接着時の湿度環境の影響を受けず、比較的高い値を得た。しかし、10N/25mm の定荷重で行った

せん断重実験では接着部にズレが発生し、1 時間以内にすべてはずれを起こした。ズレの状態を把握するため、最上層の GM 及び移行材料であるゴムアスシートの各々を引張して比較してみると、引張強度が低く、粘弾性体である非加硫型ゴムテープの接着面でのズレ発生が大きいことが明らかとなった。従って、こうした層構造の接合方法を採用する場合には、ズレの発生、小口の浮き、はがれに対する処置を講じることが不可欠であるといえる。

3.3 供用時の気象条件が GM の接着・接合強度に及ぼす影響

3.3.1 EPDM 系 GM 相互接着部の剥離強さ温度特性

(1) 標準状態における T 形剥離強さ

Fig. 3.12 は、EPDM 系 GM 相互接着部の接着剥離強さ低温特性を調べるのに必要な標準状態での剥離強さを求めるため、第 2 章で述べた供試体 A, B, 改良型, 再改良型, 寒冷地用 GM を用いて標準状態でボンド接着し、7 日間養生後に標準状態（温度  $20\pm2^{\circ}\text{C}$ ，湿度  $65\pm20\%$ ）において T 形剥離試験を行った長手方向の結果である。

従来型 GM（供試体 A, B）や改良型 GM に比べ、再改良型 GM，寒冷地用 GM の接着剥離強さが小さい。その要因は、ブチルゴム系の接着剤であるボンドが再改良型 GM や寒冷地用 GM の接着に必ずしも合っていない、後述するように接着剥離強さを十分に発揮するまで日数を要する、などが考えられる。

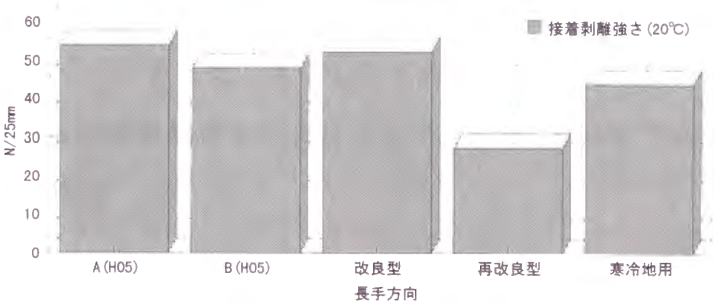


Fig. 3.12 接着剥離強さ（T 形剥離試験・ボンド接着）

(2) T 形剥離強さの低温特性

Fig. 3.13 は、EPDM 系 GM について、前述した標準状態における T 形剥離試験の供試体と同様に作製、養生したボンド接着供試体を用いて、 $20^{\circ}\text{C}$  から  $-40^{\circ}\text{C}$  までの T 形剥離強さの低温特性を調べた実験結果である。



再改良型や寒冷地用 GM の T 形剥離強さについては、0℃以下－40℃までの間、温度低下にほぼ比例して強さが増している。しかし、改良型 GM では、標準温度に比べ、0℃以下の接着剥離強さが小さく、－40℃では、極端な落ち込みが見られる。第 2 章で述べたように、改良型 GM は従来型 GM に比較して、ゴム分を約 50%増量・加硫剤を約 2 倍にして試作したものであるため、従来型

GM 用に配合された接着剤であるブチルゴム系のボンドとの取り合わせが、低温域の接着剥離強さに対して必ずしも適合していないことが要因と考えられる。

このように、標準状態における再改良型 GM の T 形剥離試験結果をも合わせて考えると、寒冷地用 GM といった新たな GM を開発する場合、GM の改良だけではなく、その接着剤も改良する必要があることを示唆していると思われる。

### (3) テープ接着の検討

そこで、より安定した接着剥離強さを得る対策の一つとして、前節で検討したテープ接着を採用することが考えられる。Fig. 3.14 は、従来型 GM である A, B 供試体及び合わせて実施した参考供試体 G, 改良された GM である M（電発）、寒冷地用 GM のボンド接着とテープ接着の T 形剥離試験結果のいくつかを対比して示したものである。なお、M（電発）GM は、再改良型 GM を元に、さらに高温地域用に改良された EPDM 系 GM であり、ゴム分を増量して強度を高めたものである。

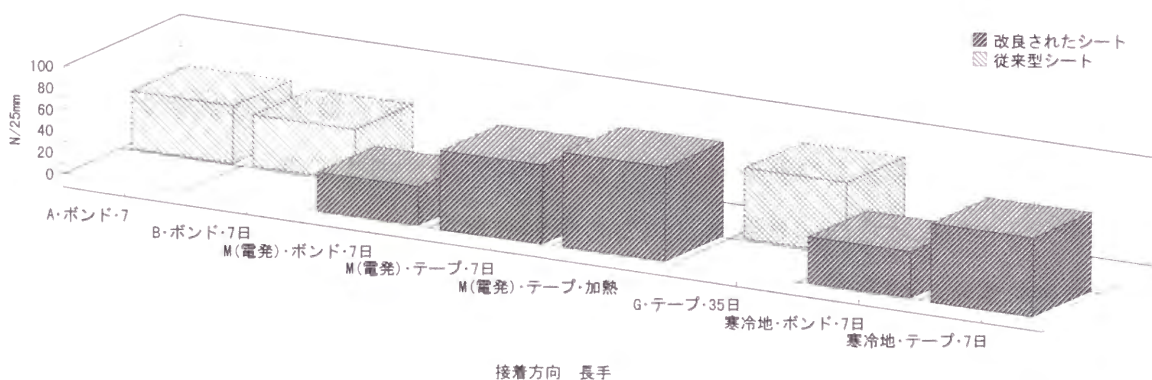


Fig. 3.14 T 形剥離試験結果（ボンドとテープ）

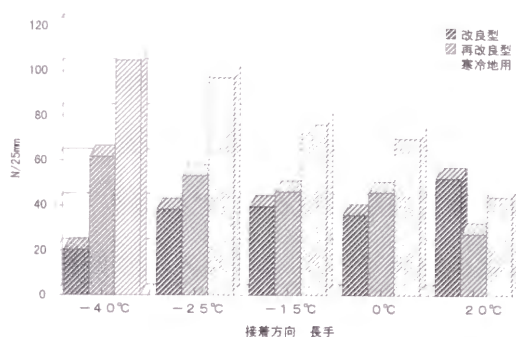


Fig. 3.13 EPDM 系 GM の T 形剥離強さ温度特性（ボンド接着）

M（電発）GMにおけるボンド接着による剥離強さもやはり，従来型 GM に比べやや小さくなっている．しかし，これをテープ接着して同一条件で養生（20℃，7 日間）した場合は，ボンド接着の場合の 2 倍の剥離強さが出ている．また，20℃・7 日間養生した後，80℃・3 日間加熱養生して加硫を促進すると，さらに，僅かではあるが剥離強さが伸びている．寒冷地用についてもテープ接着の方が接着剥離強さが大きい．ボンド接着の場合に生ずる可能性がある，水密性能に関連する塗りムラによる接着強さの不安定性を抑え得ることと相俟って，テープ接着の優位性の一端がうかがえる結果となっている．なお，ボンド接着，テープ接着による T 形剥離強さの経日変化について，寒冷地用 GM の場合を例に上げると，Fig. 3.15 のとおりである．ボンド接着は，加硫が経日とともに徐々に進み 2 週間程度で安定するのに対して，テープ接着は早期に終了する結果となっている．従って，現場におけるボンド接着に関する施工管理においては，14 日材令でもって品質管理試験を行うのが妥当であると考えられる．

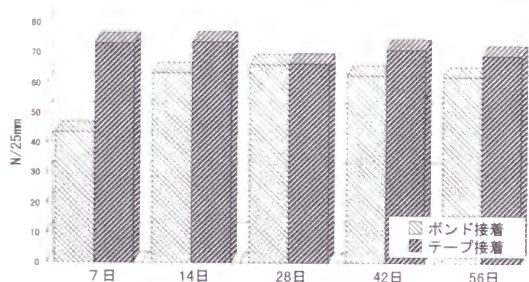


Fig. 3. 15 T 形剥離強さの経日変化（寒冷地用 GM・20℃）

一方，テープ接着の T 形剥離強さ低温特性は，Fig. 3.16 のとおりである．用いた供試体は，標準状態でテープ接着し，同じく標準状態で 7 日間養生した長手方向の供試体である．低温になるに従い，安定して剥離強さが大きくなっている．

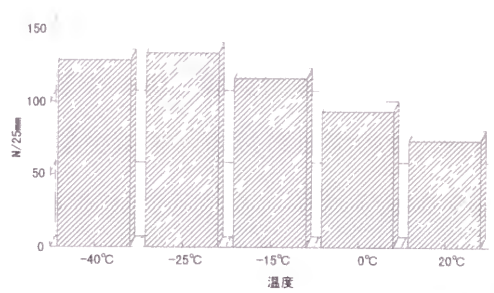


Fig. 3. 16 EPDM 系 GM の T 形剥離強さ温度特性（テープ接着）

なお，T 形剥離試験においては，一般に接着方向が長手方向の方が幅方向より剥離強さが小さい．これは，長手方向と幅方向の GM の物性の相違によるもの以外に，GM 製造時にできる”目”の方向具合が，接着剥離強さに対して幅方向の方が良いことに起因しているものと考えられる．そこで，本節での EPDM 系 GM 相互接着部の剥離強さ低温特性の実験・検討は，安全性を考慮して剥離強さの小さい方の，接着方向が長手方向のものについて行った．

#### (4) せん断剥離強さの低温特性

Fig. 3.17 は、すべて、先の T 形剥離試験で述べた方法と同様に作製した供試体のせん断剥離強さについて、20℃から−40℃までの温度変化の影響を調べた実験結果である。ただし、寒冷地用 GM と再改良型 GM の場合は 20℃以外の全ての温度において、改良型 GM の場合は 0℃と−15℃において、試験機のスโตรーク不足のため、せん断剥離を完全に起こすまでには至っていない途中段階までの最大値を表示している。従って、これらの真のせん断剥離強さはさらに大きく、0℃以下のいずれの温度においても十分なせん断剥離強さを有していると考えられる。

なお、再改良型 GM のボンド接着については、T 形剥離試験の結果と同様に、標準温度におけるせん断剥離強さが小さい。M（電発）のボンド接着供試体においても同様の傾向が出ており、前述した要因が考えられる。

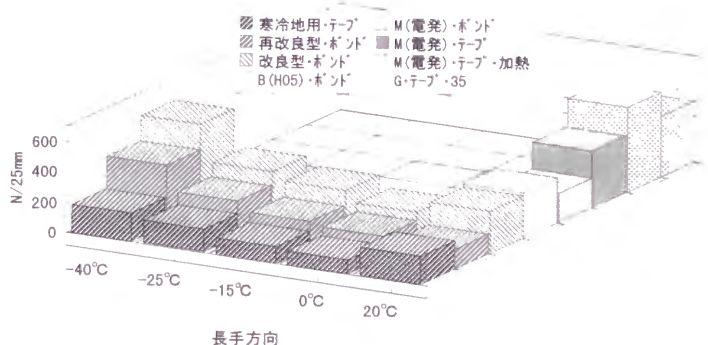


Fig. 3.17 せん断剥離強さの温度特性

#### 3.3.2 EPDM 系 GM とコンクリートの接着部剥離強さ温度特性

Fig. 3.18 は、EPDM 系 GM とコンクリートの接着部の 180° 剥離接着強さについて、20℃から−40℃までの温度変化の影響を調べた実験結果である。供試体はすべて、標準状態で接着、7 日間養生したものである。接着方法は、3.2.1 で示した、それぞれのメーカー独自の接着剤を用いた方法

(改良型・再改良型・寒冷地用：コンクリートーエポキシ系接着剤ーGM，比較供試体 B：コンクリートーエポキシ系接着剤ープライマーークロロプレン系接着剤ープライマーーGM) によっている。

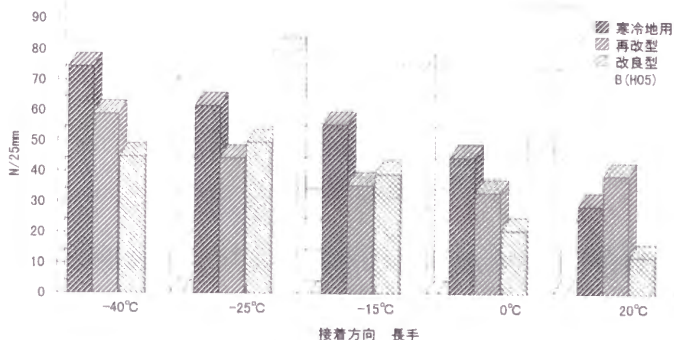


Fig. 3.18 180° 剥離接着強さ (GM とコンクリート) の温度特性比較

GM とコンクリートの 180° 剥離接着強さについては、従来型 GM（供試体 B）と改良型 GM は、標準温度から温度が低下すると、-25℃まではほぼ直線的に強さが増し、-40℃で若干落ちる、再改良型 GM は、標準温度から 0℃で若干落ちるものの、さらに低温になれば、-40℃まで一貫して強さが増す、寒冷地用 GM は標準温度から -40℃まで温度低下に比例して強さが増す、といった特性の違いが見られる。これらの特性の違いの要因は、① GM 自体の温度特性（温度低下に伴う引張強度の増と伸びの低下）、②接着剤の温度特性（GM と同じ傾向）、③ GM 及び接着剤の脆化温度付近の特性、などが考えられ、相互に微妙に影響し合った結果と考えられる。これらの影響を具体的に考えてみると、GM の引張強度が増すと剥離部分の集中応力が高まる、GM の伸びが小さくなれば剥離部分の供試体の痩せによる集中応力が緩和される、接着剤の引張強度が増せば剥離強さが高まる、接着剤の伸びが小さくなれば剥離部分の集中応力が高まる、実験温度が GM 若しくは接着剤の脆化温度に近づけばいずれかの部分で破断し易くなる、といったことが要因である。

コンクリートとの接着においても、新たに開発した GM を使用した場合には、従来型 GM における接着剥離強さの温度特性と相違する特性が現れることから、GM と接着剤との組み合わせによる特性を確認することが大切であると思われる。

### 3.3.3 HDPE 系 GM 相互接合部の剥離強さ

Fig. 3.19 は、HDPE 系 GM の T 形剥離強さ及びせん断剥離強さについて標準状態で実験した結果を、その引張試験結果及び EPDM 系 GM の実験結果と合わせて示したものである。

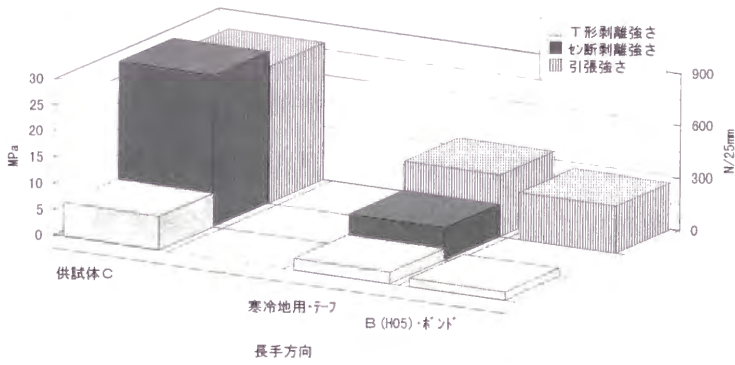


Fig. 3.19 HDPE 系 GM の剥離強さ（実験温度 20℃）

HDPE 系 GM の T 形剥離試験においては、溶接接合され

た部分での破断が全供試体 8 個のうち 3 個あったが、それらの剥離強さは EPDM 系 GM の場合の 4～7 倍であり、極めて大きい。なお、他の 5 個の供試体は、溶接接合部以外の GM 部分での破断であり、剥離は起きていない。また、せん断剥離試験においては、すべて溶接接合部以外の GM 部分での破断であり、せん断剥離は起こさない。すなわち、図中



のせん断剥離強さは引張強さとほぼ同義である。また、低温における剥離強さは HDPE 系 GM 自体の低温物性と同様であると考えられる。

なお、HDPE 系 GM のコンクリートとの接着については、現在までのところ、直接コンクリートに接着できる適切な接着剤は開発されていない。

3.3.4 TPE 系 GM 接合部の剥離強さ温度特性

(1) GM 相互の接合

Fig. 3.20 は、TPE 系 GM の T 形剥離強さ及びせん断剥離強さについて、60～－40℃の温度範囲で実験した結果を、その引張強さの実験結果と合わせて示したものである。なお、引張強さは、剥離試験結果と比較できるように、供試体の厚さ 1.5mm、幅 25mm を単位とする強さで表示している。

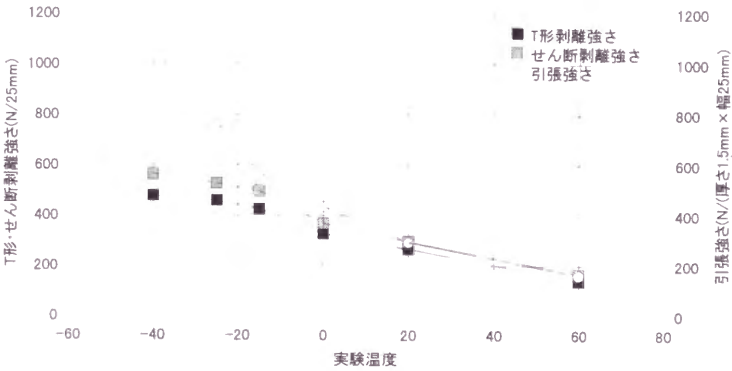


Fig. 3. 20 TPE 系 GM 相互接合部の剥離強さ温度特性

標準温度より高温側では、T 形剥離強さ、せん断剥離強さはともに、引張強さと同等の値となっていることが示すように、熱融着で接合されている部分での実質的な剥離は生じず、接合部端部での GM 自体の切断となる。しかし、標準温度より低温側になると、実験温度の低下に従い、引張強さに対する剥離強さの比がより小さくなっている。これは、次節で述べるように、熱融着がなされる際、接合部近辺の GM に変質が起こることの影響が、低温になるにつれより強く現れる結果と考えられる。

(2) GM とコンクリートとの接合

Fig. 3.21 は、TPE 系 GM のコンクリートとの 180° 接着剥離強さ、せん断接着剥離強さについて、クロロブレン系接着剤により接着した供試体を用いて行った 60～－40℃の実験温度での結果を、GM の引張強さの実験結果と合わせて示したものである。

せん断接着剥離については、その剥離強さが GM の引張強さとほぼ同等であることが示すように、接着された部分での実質的な剥離は起こさず、接着部端部での GM 自体の切断



となる。極低温の実験温度で引張強さとやや開きがあるのは、接着端部での GM の切断が応力集中の如何の状況に左右され、バラツキが大きくなる結果を反映したものである（結果は平均値を表示）。

180° 接着剥離強さについては、60～-40℃間で、いず

れも 50N/25mm 以上が得られており、一般に必要とされる強さを勘案すると絶対値としては小さくない。ただし、その試験中の剥離状況は不安定で、強弱の波が大きく現れる。この接着の不安定性が、3.6 で述べる水密性確保に問題を生じる原因であると考えられる。

### 3.3.5 AS パネル相互接合部の剥離強さ温度特性

Fig. 3.22 は、厚さ 10mm、幅 50mm、接合長さ 100mm の供試体を用いて行った、各実験温度における AS パネル相互接合部のせん断剥離試験結果を、それぞれの実験温度での引張強さと対比して示したものである。ただし、せん断剥離速度は、100mm/min

及び 10mm/min である。また、0℃以下の実験温度でのせん断剥離試験においては、AS パネル相互接合部でのせん断剥離は起こさず、接合直近部での AS パネル自体の引張破断となるため、そのせん断剥離強さは、図に示した値以上である。

実験温度が 20℃から高まるにつれ、引張強さの実験結果と同様の傾向で、AS パネル相互接合部のせん断剥離強さは低下する。ただし、その低下は、引張強さの実験結果に比べ、より温度変化の影響が大きい傾向を示す。すなわち、20℃におけるせん断剥離強さは引張強さとほぼ同等であるのに対し、60℃ではその引張強さの 1/3 程度となる。接合に使用さ

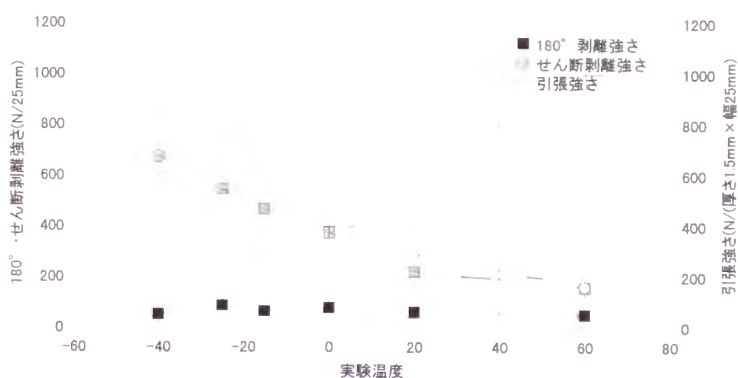


Fig. 3.21 TPE 系 GM のコンクリートとの接合部の剥離強さ温度特性

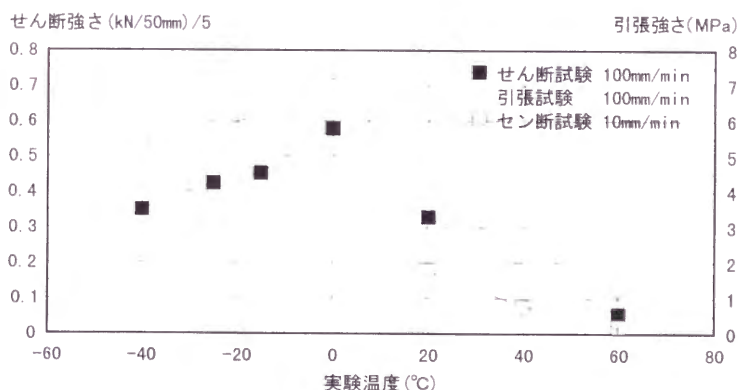


Fig. 3.22 せん断剥離強さの温度依存性

れている特殊アスファルトの温度特性をより強く受ける結果と考えられる。また、0℃以下の温度における接合部直近部での破断は、供試体の断面急変部に応力集中が起きやすくなる結果と考えられる。さらに、せん断剥離速度が 10mm/min と遅くなると、20℃より高温側では、さらにせん断剥離強さは小さくなっている。

そこで、せん断剥離強さの引張速度依存性について調べた実験結果を Fig. 3.23 に示す。引張強さの引張速度依存性の傾向と同様に、せん断剥離速度が遅くなるほどその剥離強さは低下し、その速度依存性はさらに大きい。すなわち、標本数が少なく信頼性に乏しいが、引張強さを  $T_B$ 、せん断剥離強さを  $S_B$ 、引張又はせん断剥離速度を  $\omega$  として、その回帰分析を行うと、

引張強さの引張速度依存性  
せん断剥離強さのせん断剥離速度依存性

:  $T_B = 2.2\omega^{0.114}$ ,  $R^2 = 0.988$ , 標本数 = 5

:  $S_B = 0.11\omega^{0.231}$ ,  $R^2 = 0.996$ , 標本数 = 5

である。

このように、せん断剥離強さは、実験温度やせん断剥離速度に依存することが明らかであるが、試験装置性能の限界である速度 0.05mm/min における、実験温度が 60℃の時の実験結果の一例を示すと、

Fig. 3.24 のとおりである。

実験結果である 2N/10mm という値は、吊り下げ自重に

換算すると 2m 以下である。斜面の等高線方向に接合部が生じる AS パネルの施工割付は行わないことが原則であることを意味すると考えられる。ただし、このような温度条件に

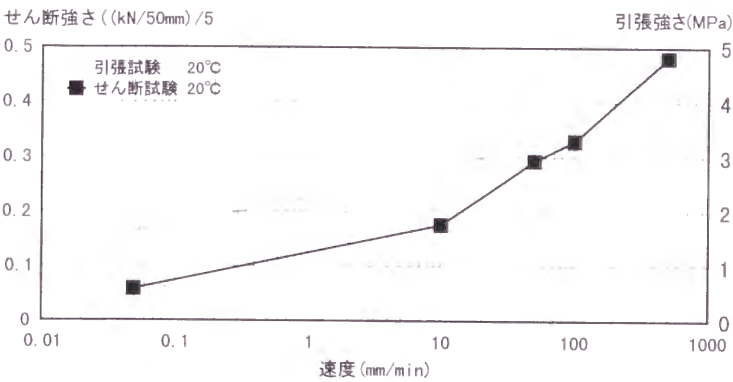


Fig. 3.23 せん断剥離強さのせん断速度依存性

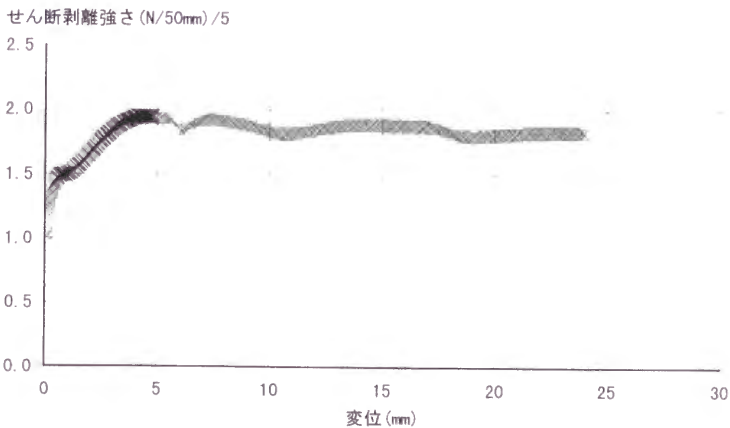


Fig. 3.24 60℃, 0.05mm/min の時のせん断剥離強さの実験結果

においては、AS パネルは粘弾性体としての変形を生じていると想定され、その結果、基盤との摩擦力が期待できることから、摩擦力の適正な評価がポイントとなると考えられる。また、2.6.2 で述べたように、アルミペイント等の特殊塗装による AS パネルの温度上昇防止対策が重要であるといえる。

### 3.4 工場加熱圧着直近部の物性変化と異種材料 GM の接合

#### 3.4.1 EPDM 系 GM の物性変化

現場における接着作業を減じるため、現場搬入 GM は工場において原反 GM の接合による拡幅が行われている。その方法は、キュアテープ（未加硫ゴム系定型接着テープ）を GM と GM の間に挟み加熱圧着されるのが一般的である。その際、適正な加工処理がなされないと、加熱圧着直近部 GM の物性を著しく低下させる可能性がある。Fig. 3.25 は、ある現場に搬入予定の拡幅 GM から、工場加熱圧着部を横断するように連続サンプリングした供試体の引張試験結果である。サンプリング No.4～6 の部分が工場接着部であり、No.1～3 及び No.7～17 が 1 枚部分である。No.2, 3 及び 7, 8, 9 部分が変質を受けていることがわかる。すなわち、 $T_B$  や  $E_B$  は

最大 15% 程度の低下、M300 は最大 15% 程度の増大が生じている。なお、この実験においては、部分的には  $T_B$  が原反 GM の 55% 程度に、 $E_B$  が 65% 程度に減少という大きな物性変化が起きている箇所もみられた。

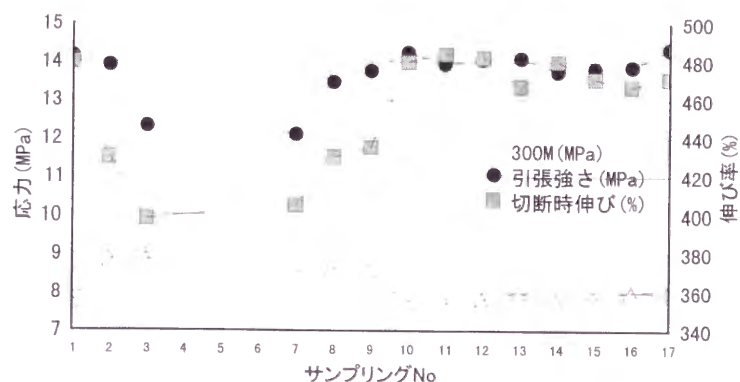


Fig. 3.25 工場加熱圧着直近部で物性変化を起こした事例

そこで、丸山調整池施工現場では、前述した各回のサン

プリング時に工場加熱圧着部 GM についてもサンプリングを行い、加熱圧着直近部 GM の物性変化の有無を引張試験により調べた。実験には、Fig. 3.26 に示すように、加熱圧着直近部から打ち抜いた供試体を用いた。

Fig. 3.27, 3.28 は、実験温度 20, -15℃における結果を原反 GM の物性に対する保持率で示したものである．本実験においては、 $T_B$  や伸び初期の線形性には、顕著な物性変化はみられず、耐寒特性にも大きな変化はみられない．しかしながら、M200 や M300、 $E_B$  には、15%未満の影響が出ている可能性がある．すなわち、GM はやや硬くなり、切断時伸びは低下するという、ある意味での熱老化現象が現れる可能性があることを示唆している．

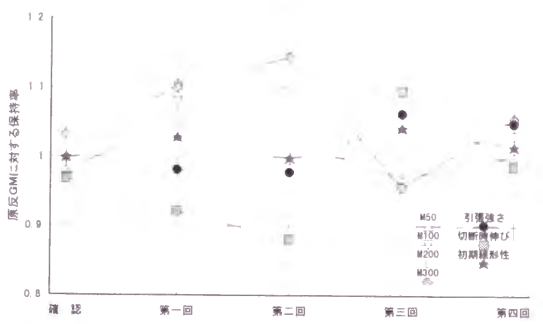


Fig. 3.27 EPDM 系 GM の工場加熱圧着による物性変化（長手方向・20℃）

また、長手方向にも拡幅がなされる場合には、幅方向に拡幅された GM がさらに接合されるため、部分的に工場での拡幅加工中に 2 回加熱される部分が発生する．Fig. 3.29 は、このような部分から打ち抜いた供試体の引張試験結果を原反 GM の物性に対する保持率で示したものである．供試体が打ち抜き可能なサンプリング箇所が限定され供試体数が制限されるため、整合性のある実験結果とはなっていないが、適正に加工処理がなされれば、問題となる物性変化は防止できるといえる．

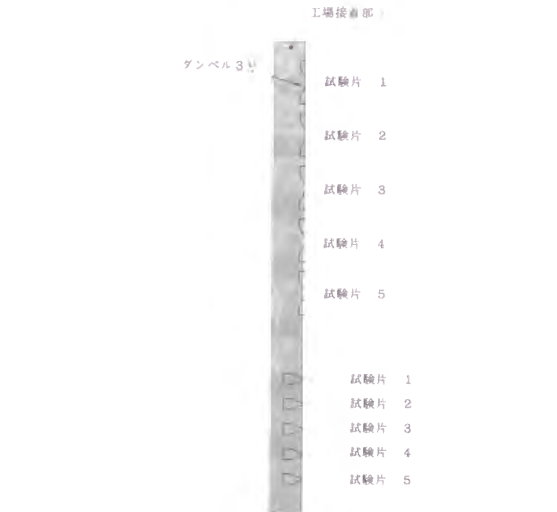


Fig. 3.26 工場加熱圧着直近部の物性変化の有無を調べる例



Fig. 3.28 EPDM 系 GM の工場加熱圧着による物性変化（長手方向・-15℃）

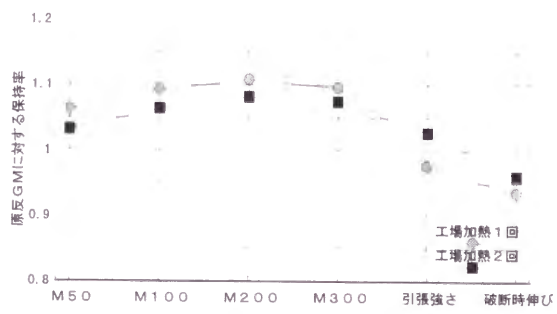


Fig. 3.29 EPDM 系 GM の加熱による物性変化（幅方向 20℃）

3.4.2 TPE 系 GM の物性変化

TPE 系 GM についても、工場接合加熱部及び加熱周辺部には過度の物性変化が懸念される．そこで、その物性変化の程度を調べるため実験を行った．Fig. 3.30 に第 2 章で述べた比較供試体 E の長手方向の、Fig. 3.31 に幅方向の、原反 GM の物性に対する引張試験物性値保持率を示す．凡例に示した、「全体加熱」とは、工場での加熱接合を模して作製した加熱部分（加熱幅 26cm）から直接加熱された中央部分を、「加熱直近」とは、加熱幅から外れる直近部を、「全体直端 2 回」とは、1 回目、2 回目とも直接加熱されるがいずれの回も加熱幅内の最端部である部分を、打ち抜きサンプリングした供試体の結果である．

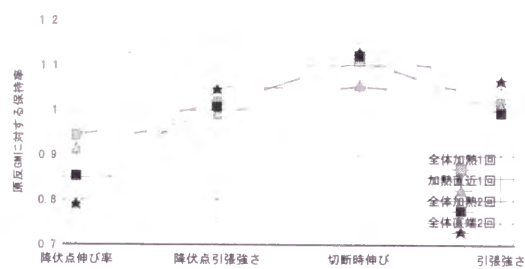


Fig. 3.30 比較供試体 E の加熱による物性変化（長手方向 20℃）

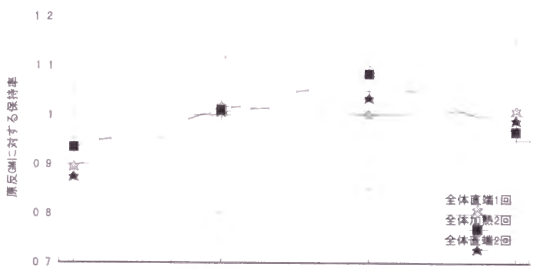


Fig. 3.31 比較供試体 E の加熱による物性変化（幅方向 20℃）

実験結果から、加熱により物性変化が比較的大きく現れるのは降伏時伸びであり、降伏点が発生する伸び率が小さくなることがわかる．また、加熱による影響をより大きく受ける部分は、加熱幅内の最端部であり、加熱幅を外れる直近部も影響を受けることがわかる．本実験結果では、その物性変化度は 20%程度以内であるが、TPE は熱可塑性樹脂を多量に含有していることから、過度の加温、加圧は GM の物性を変化させるのみならず、GM 厚さを薄くする可能性もあることから、慎重な接合管理が必要であることがうかがえる．

一方、比較供試体 F の TPE 系 GM の加熱による物性変化の状況は、Fig. 3.32 のとおりである．ここでは、実験温度 0℃ の場合も併せて示した．なお、保持率は原反 GM の各温度での物性値に対する比率である．実験温度 20℃における物性変化は、比較供試体 E と同様の傾向を示すが、その変化の程

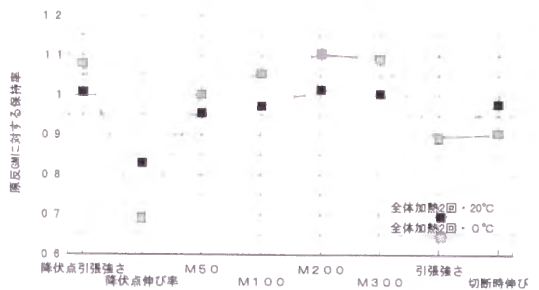


Fig. 3.32 TPE 系 GMF の加熱による物性変化（幅方向 20℃・0℃）



度がやや大きい結果となっている。また、実験温度が低下すると、その物性変化の影響がより大きくなることがうかがえる。

3.4.3 EPDM 系 GM と TPE 系 GM の接合

ここでは、丸山調整池における表面遮水工法を設計する上で課題となった、EPDM 系 GM と TPE 系 GM の接合問題を取り上げる。丸山調整池では、初期湛水後は常に調整池底面が水没する供用条件から、池底に敷設される GM は温度変化による物性変化を考慮する必要がない。そこで、価格的に優位な TPE 系 GM が底面に採用されることとなった。

接合する上で考慮すべき両 GM の主な相違点(山下晋三, 1995)を整理すると, Table 3.13 のとおりである。

Table 3.13 EPDM 系 GM と TPE 系 GM の主な相違点

項目	EPDM 系 GM	TPE 系 GM
材質	エチレン・プロピレンゴムを主原料 軟化温度 架橋ゴムのため軟化温度なし	オレフィン系熱可塑性樹脂を主原料 軟化温度 ポリオレフィン系約 120℃
応力-ひずみ特性	弾性を示し、応力とひずみがほぼ比例的である。張力を除けば元に戻る。	降伏点を越えると塑性を示す。初期応力が大きい。
接合方法	ボンド又は接着テープにより接着 主として共加硫による接着	熱風による熱融着により接合 主として相溶解による溶接
熱膨張特性	線膨張係数 $4.0 \times 10^{-5}$ (1/℃)	線膨張係数 $22.5 \times 10^{-5}$ (1/℃)

そこで、供試体 F の TPE 系 GM と EPDM 系 GM の接合を、TPE 系 GM に配合されている EPDM 分（供試体 F は 30%程度）に期待し、通常の EPDM 系 GM 相互の接着に使用されている接着テープ（ブチルゴム系自然加硫型粘着テープ）を用いて試みた。しかし、定荷重引張せん断試験の結果では、両者の剛性の相違に起因して EPDM 系 GM 側の接着端部に応力集中を生じ、粘弾性体である接着テープ層がクリープ現象を起こすことにより徐々に破壊され剥離を起こすことが明らかとなった。

このように、材質の異なる EPDM 系 GM と TPE 系 GM の接着テープによる接合は、一般的には困難であるが、一つ的手段として両者の中間材質のテープ（EPDM を含む未加硫で融点が高いキュアテープ）を挟み加熱加圧して、半ば強制的に接合する方法が考えられる。この場合の接合強度は、加熱加圧時の温度、時間、圧力の条件が互いに関連するものと考えられる。すなわち、条件設定の如何によって、EPDM 系 GM－キュアテープ－TPE 系 GM 間の接着・接合構造は、次のケースが想定される。

- ① EPDM 系 GM－キュアテープ      a.キュアテープが加熱加圧により加硫する段階で、EPDM 系 GM に含まれる遊離硫黄分が共加硫し接着する。      b.キュアテープには EPDM 系 GM と同一のポリマーが配合されているので、加熱加圧により相溶して接着する。
- ② TPE－キュアテープ      a.キュアテープが加硫する段階で、キュアテープの EPDM 成分と TPE 系 GM の EPDM 成分が共加硫し接着する。      b.キュアテープのポリマー成分と TPE 系 GM のポリマー成分が熱により相溶化し、熱融着する。

そこで、上記接着構造を調べるため、EPDM 系 GM と TPE 系 GM、EPDM 系 GM 相互、TPE 系 GM 相互を、それぞれキュアテープで接合し、Table 3.14 に結果を示す引張せん断剥離試験を実施した。なお、EPDM 系 GM は寒冷地用 GM、TPE 系 GM は供試体 F、キュアテープは EPDM 系未加硫テープを用いた。また、接合条件は、温度については TPE 系 GM が軟化する下限温度以下である 120℃、加熱プレス時間はキュアテープが十分軟化し、かつ TPE 系 GM が軟化を開始する直前の時間である 35min とした。圧力は 0.5MPa である。

Table 3.14    キュアテープを用いた接着・接合部の引張せん断剥離強さ

供試体	実験時の温度(℃)			
	20		80	
	320	(スロークオーバー)	130	(テーフ 内破断)
EPDM / EPDM			113	(EPDM 破断)
EPDM / TPE	175	(テーフ /TPE 界面)	82	(テーフ /TPE 界面)
TPE / TPE	350	(テーフ /TPE 界面)	114	(テーフ /TPE 界面)
			7	(TPE 破断)

実験結果から、EPDM 系 GM 相互のキュアテープによる接着は、実験温度が高くなっても接着材内破断、若しくは GM 破断を起こしていることから、共加硫していると考えられる。TPE 系 GM 相互、EPDM 系 GM と TPE 系 GM のキュアテープによる接着は、すべて界面剥離、若しくは TPE 系 GM が破断を起こしており、かつ実験時の温度が高くなるとせん断剥離強さが極めて小さくなることから、共加硫するのではなく相溶化し熱融着していると考えられる。すなわち、EPDM 系 GM と TPE 系 GM のキュアテープを介した接着・接合構造は、一方で加硫、他方で熱融着と異なるため、極めて限定された接合条件下で実施する必要があることを意味している。

そこで、現場に敷設された EPDM 系 GM と TPE 系 GM の接合方法は、工場において、片側が EPDM 系 GM、もう一方が TPE 系 GM である一本の帯状 GM を制作し、この帯状

GM を橋渡し役（ブリッジ）として接合する方法を採用することとした．また，帯状 GM における TPE 系 GM は，表面軟化による厚さの減少に対処するため，池底に敷設される TPE 系 GM より 0.5mm 厚い 2mm のものを使用することとした．

しかしながら，このブリッジの制作は，既存の工場設備である加熱加圧機械の寸法の限界から約 7.5m のものしか製作できない．一方，丸山調整池における法面と底面の接合部延長は約 800m あり，また，曲線部がかなり存在する．従って，帯状 GM 相互の接合が多数発生することとなる．さらに，この場合，帯状 GM を直列に接合すると GM の 4 枚重ね部が生じ，水密性上好ましくない．

こうした課題に対処するため，Fig. 3.33 に示す接合構造を採用することとし，合わせて，現場における帯状 GM 相互の接合が可能な専用延伸機を開発した．

EPDM 系 GM と TPE 系 GM の接合は，Table 3.13 に示したとおり，材質の相違による接合構造の問題のみならず，両 GM の応力－ひずみ特性の相違，線膨張係数の相違といった問題が存在するため，地盤の不同沈下の発生確率が小さく，温度変動の小さい貯水池内構造物周辺を除く調整池池底のみに使用を限定することとした．

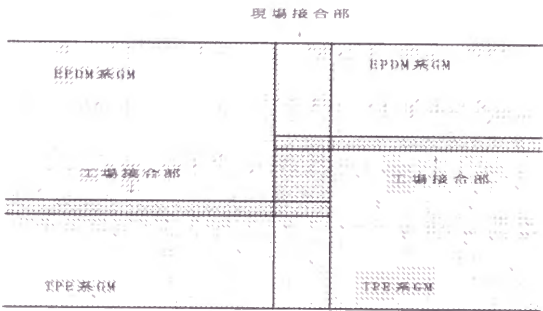


Fig. 3.33 帯状 GM の延伸方法

3.5 EPDM 系 GM の接着・接合部の水密性

3.5.1 施工時の気象条件が水密性に及ぼす影響

GM 自体は概ね不透水であるといえるため，GM の水密性は接着部における止水性能に左右される．そこで，実験部位を，GM 相互接着部（ボンド接着，テープ接着），GM 3 枚重ね接着部（接着端部処理にシール材を使用），GM とコンクリート接着部，GM とアスファルト接着部とし，接着強度

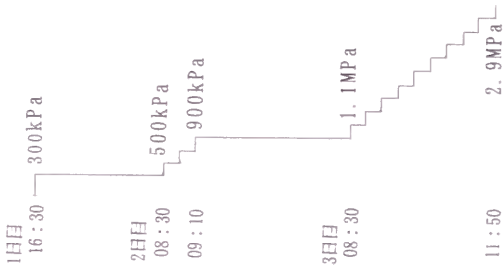


Fig. 3.35 水圧負荷昇圧パターン

実験と同様に、接着・養生における環境湿度を 67%、82%、95%として作製した供試体を用いて水密性実験を行った。試験器は、Fig. 3.34 に示す小型圧力容器を使用した。実験の方法も合わせて Fig. 3.34 に示した。なお、実験における水圧負荷昇圧パターンは、Fig. 3.35 のとおりである。

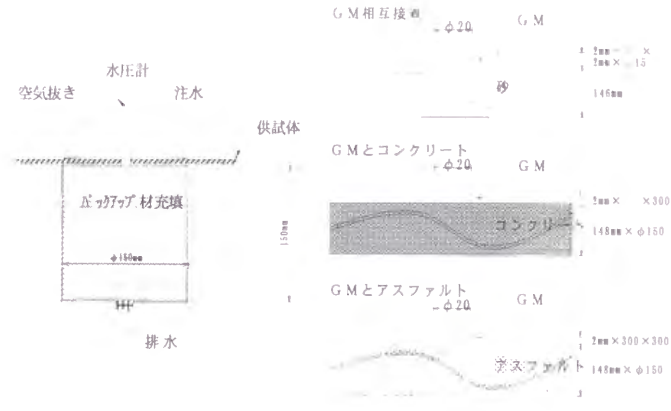


Fig. 3.34 接着部水密性実験

2.9MPa の水圧を負荷しても、いずれのケースも漏水は認められなかった。これは、EPDM 系 GM が弾性体でありポアソン比が 0.49 であるため、Fig. 3.36 に示すように水圧が接着面に対して垂直に作用することによって GM が厚さ方向に圧縮されると同時に、GM 背面の基盤が円滑であれば、接着・接合強さの如何に拘わらず容易に材料間の接面間隙を狭める方向に水圧が作用することが水密性を高めるものと考えられる。なお、Fig. 3.36 に示した結果は、L100×W100×T1.5mm の供試体に同形状の鋼製プレートを載せ荷重をかけた時の変位量を求めた実験結果である。

一方、広範囲に GM を敷設する際、部分的に GM が 3 枚重なる場合が避けられず、Fig. 3.37 に示すような漏水経路が発生する可能性がある。この漏水経路は、Fig. 3.36 のように、GM の圧縮変位率は 3MPa が負荷されても 13%以下であるため、GM 厚さ、さらには GM の剛性が大きいほど発生しやすい（3.6 で述べる TPE 系 GM の耐水圧実験結果を参照）。本実験では、接合端部を斜めにカットすることによって厚さの変化を滑らかにすりつけた上で、ブチルゴム系シーリング材を充填すれば、漏水経路の発生を防止できることを確認した。

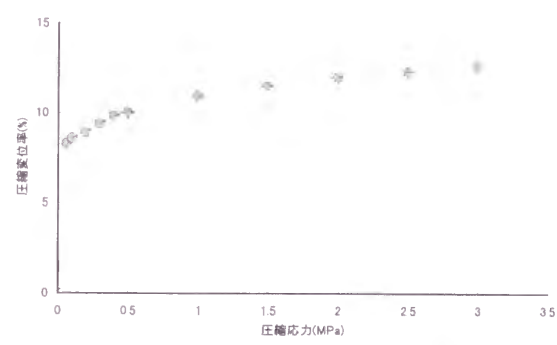


Fig. 3.36 EPDM 系 GM の圧縮変位率

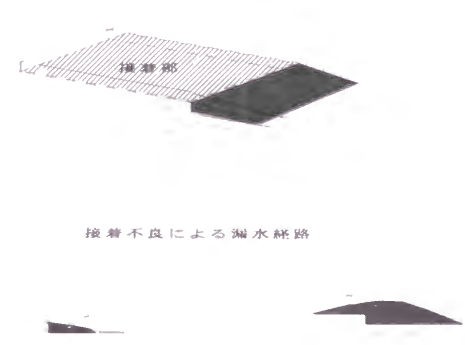


Fig. 3.37 GM 接合部の漏水経路

3.5.2 砕石基盤上における接着部の水密性

GM の接着部に使用するブチルゴム系接着剤（材）は、GM 本体より引張強さが小さく、GM は破断しないような伸び変形であっても、接着剤部分が破断することが考えられる。そこで、施工現場で採用されている接着幅（150mm）で接着した厚さ 2mm の GM を M-40 の砕石上に敷設した状態を再現した実験（Fig. 3.38）によって、接着部の水密性の確認実験を行った。その結果、最大水圧 1.5MPa でも確実な水密性が確認できた。従って、通常の基盤処理がなされれば、GM 接着部の水密性は確保されるといえる。

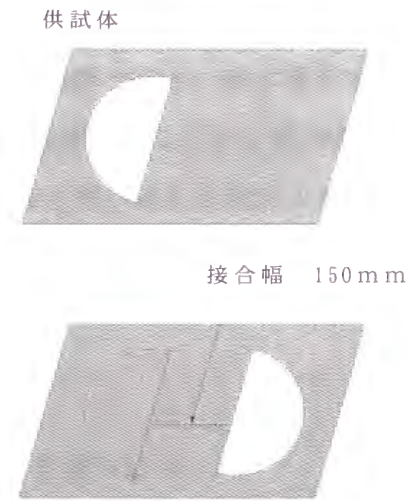


Fig. 3.38 接着部水密性実験（砕石上）

3.5.3 段差部（垂直段差）に架かる GM 接着部の水密性

一方、基盤条件と水密性に関して検討しておくべきもう一つの様態は、異なった基盤材料（例えば、コンクリート構造物と砕石基盤）が接する部分において、不同沈下などにより境界面で段差を生じ、その境界面を横断する GM 接合部にも段差が生じる場合である。このような現場条件を模擬するため、合板を使用して基盤に任意の段差を与え、段差を接着部が横断するように配置して、水密性実験を行った。実験方法は Fig. 3.39 に示すとおりであり、実験結果を Table 3.15 に示す。なお、水圧負荷条件は同様に Fig. 3.35 のパターンのとおりであるが、最高水圧 2.9MPa に昇圧後も漏水を起さなかった一部の供試体については、供試体をそのままの状態にして、引き続き継続負荷実験、あるいは繰り返し負荷実験を行った。

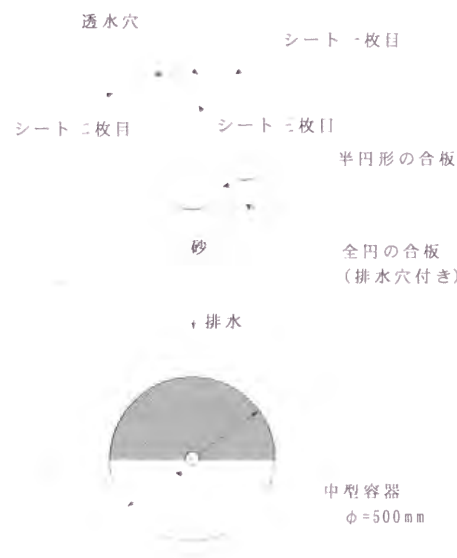


Fig. 3.39 接着部水密性実験（垂直段差上）



段差が 20mm を越えると、0.9MPa 程度で接着部での破断を生じ漏水を起こすケースがみられる。接着部の破断は、GM に最大の伸びの発生する段差上段の角より少し下側で生じており、水みちを形成している。本実験の結果から判断すると、高水深下での GM の使用にあたっては、基盤に発生する段差を 15mm 以下に抑制することが必要であるといえる。また、短時間には耐圧とみられる場合でも、継続負荷や繰り返し負荷により同水準の水圧で破断が起りうること、段差部に挿入した補助 GM（捨て張り GM）は、垂直段差の緩和にある程度有効であることが確認できた。

Table 3.15 水密性実験結果（垂直段差上）

段 差 mm	供試体	最高水圧 MPa	漏水の 有無	水みち進捗率 %	備 考
5	A,B,C	2.9	無	0	
10	A,B,C	2.9	無	0	
15	A,B C	2.9 2.9	無 無	0 7(10mm)	
20	A,B,C,D E F G H,I J	0.9 2.9 2.9 2.9 2.9 2.9	有 無 無 有 無 無	100 47(70mm) 67(100mm) 100 0 87(130mm)	引き続き 2.9MPa を継続負荷 2 日目漏水 引き続き 2.9MPa を継続負荷 3 日間 引き続き 2.9MPa を継続負荷 6 日間
20 (捨 GM 有)	A B C D E F G H	2.9 2.9 2.9 2.9 2.9 2.9 2.9 2.9	無 無 有 無 無 有 無 無	0 27(40mm) 100 97(145mm) 0 100 77(115mm) 100	引き続き 2.9MPa を継続負荷 6 日間 引き続き 0～0.9MPa の繰り返し負荷 7 日目漏水 引き続き 0～0.9MPa の繰り返し負荷 14 日間 引き続き 0～0.9MPa の繰り返し負荷 14 日間 引き続き 0.9MPa を継続負荷 4 日目漏水 引き続き 0.9MPa を継続負荷 14 日間 引き続き 0.9MPa を継続負荷 14 日間
25	A B C	0.9 2.9 2.9	有 有 無	100 — 0	容器の隙間に GM 貫入破裂 引き続き 2.9MPa を継続負荷 6 日間

- ・ 引き続き継続負荷，繰り返し負荷実験（最大，最小のインターバルは 12 時間）を行った供試体については，それらの実験後の耐水圧実験結果である。
- ・ 段差 20mm の欄で（捨 GM 有）とは，段差部に垂直段差の緩和のため，厚さ 2mm の補助 GM（捨て張り GM）を挿入したケースである。
- ・ 水みち進捗率の欄の（ ）書きは，Fig. 3.40 に示す水みち確認法によりジョイント幅 150mm において確認した剥離幅である。

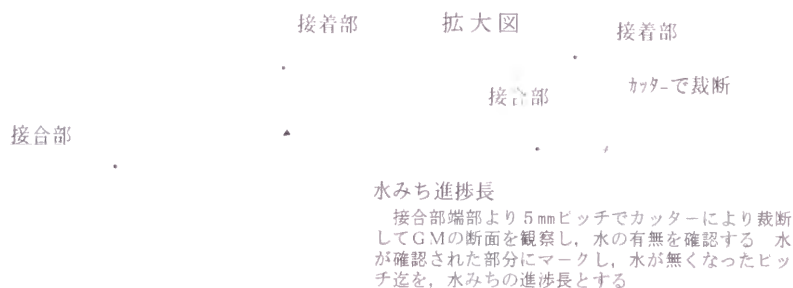


Fig. 3.40 水みち確認法

### 3.5.4 段差発生部(垂直段差緩和)に架かる GM 接着部の繰り返し水圧負荷時の水密性

長期的に水圧が繰り返し作用する場合の段差発生部に架かる接着部の水密性について実験を行った。段差は、基盤に設けた硫安層を水圧負荷状態で洗い流す方法で急激に発生させた。また、前項で明らかになった有害な垂直な段差の緩和処置として、段差部に約45°の面とりを施した。実験方法を Table 3.16 に示す。

Table 3.16 接着部繰り返し水圧負荷時の水密性実験（垂直段差緩和）

	仕 様 ・ 条 件	備 考
試験容器 供試体 目標段差 負荷水圧  地盤 強制沈下層 構造物	中型压力容器 φ 500mm 接着部を有する GM 20mm, 30mm 最大 1MPa, 最小 0.1MPa の繰り返し 段差 20mm : 40 日間, 段差 30mm : 60 日間 粒度調整碎石 M-40 硫安を使用 合板によって作製	接着テープ接着 1 週間後に実験開始 水圧 1MPa の作用状態で発生させる 最大, 最小のインターバルは 12 時間     面とり 45°

水圧 1MPa の状態で発生させた段差 20mm のケースは 40 日間, 30mm のケースは 60 日間, 0.1~1MPa を繰り返し水圧負荷したが, GM から漏水は無く, 安定した遮水性能を確保している。Fig. 3.41 に実験後の段差部断面の状況を示す。面とりした法面には碎石が残っており, これが大きな突出物のようになっているが, 沈下段差高に等しい高さで直角に段差が生じるようなことはない。接着部の水

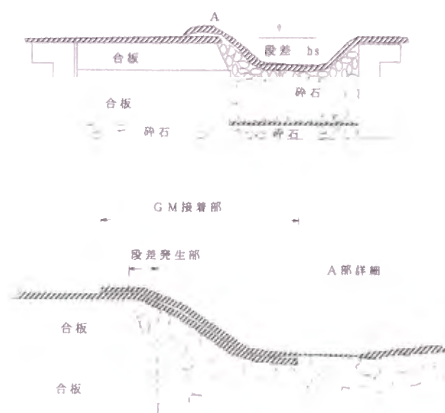


Fig.3.41 実験後の段差部の状況

みち発生確認法により接着テープ層の確認を行ったが、垂直段差状態で行った実験の場合に見られた接着部の部分的な剥離（水みち）もなく、確実に遮水している。

30mm の段差実験では、60 日間の繰り返し水圧負荷後も供試体をそのままにして、引き続き水圧を 2MPa まで昇圧した長期水圧負荷実験を行った。実験結果は、30 日間 2MPa を一定負荷した状態でも十分な水密性が保持されており、面とりの効果が確認できた。

3.5.5 工場接着部を有する GM 相互接着部（三枚重ね部）の水密性

Table 3.17 は、クラッシャーラン (C-20) 基盤層の細粒分欠如を想定した単粒碎石 (S-20) 基盤材上に目付量 400 又は 800g/m<sup>2</sup> の不織布を敷き、その上に工場接着部分と現場接着部分を併せ持つ GM 供試体を敷設した場合の水密性実験結果である。実験には中型容器を用い、0～0.3～0MPa の水圧を所定の回数繰り返し負荷している。ケース A 及び B については、その後、Fig. 3.35 のパターンで 2.9MPa まで昇圧して、漏水の有無を確認している。表中の水みち進捗長は水みち確認法による結果であり、供試体敷設タイプは Fig. 3.42 に示すとおりである。

Table 3.17 工場接着部を有する GM 相互接着部の水密性実験結果

実験 ケース	供試体 No.	不織布 (g/m <sup>2</sup> )	繰返回数 (回)	繰返サイクル (回/min)	繰返水圧 (MPa)	水みち進 捗長(mm)	不織布突 破箇所数	供試体 敷設タイプ
A	1	400	852	1/10	0～0.3～0 (2.9)	11	13	(b)タイプ
	2					94	15	(a)タイプ
	3					80	20	(a)タイプ
B	1	800	1,490	1/10	0～0.3～0 (2.9)	108	0	(a)タイプ
	2					24	2	(b)タイプ
	3					64	0	(a)タイプ
C	1	800	15,000	1/2	0～0.3～0	漏水	0	(b)タイプ
	2					35	0	(b)タイプ
	3					60	0	(b)タイプ

注) C-1 の漏水は、圧力容器の蓋締め付けに起因する接着部の機械的剥離によるものである。

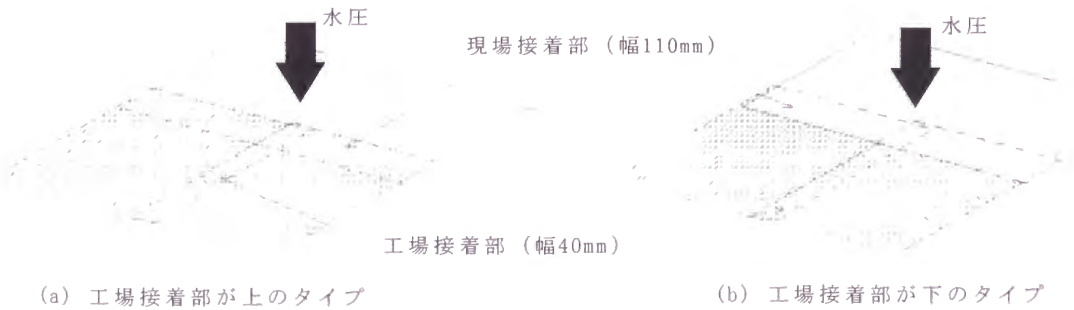


Fig. 3.42 工場接着部を有する GM 相互接着部模式図

A, B, C のいずれのケースにおいても、接着部からの漏水は発生していない。しかし、供試体の敷設のタイプによって接着部の水みち進捗長が明らかに異なり、タイプ(a)は、タイプ(b)に比べ長い。また、その進捗状況も、タイプ(a)の場合は工場接着部直下の現場接着部分のみで深く鋭角的に水みちが成長しているのに対し、タイプ(b)の場合は場所が特定されず浅く広角的に分散している。これは、水圧負荷を受け基盤凹部に GM が貫入する際、タイプ(a)の場合は、2 枚が接着された工場接着部分に比べ、直近の下の 1 枚 GM 部分の方が容易に伸びることにより徐々に剥離が進行するのに対し、タイプ(b)の場合は、上の 1 枚 GM が工場接着部に支えられ伸びが抑制される状況となる、といった敷設状況の相違による結果と考えられる。一方、タイプ(b)であっても、繰り返し水圧負荷が頻繁になされると、重ねられた GM 上下の基盤凹部への貫入時における曲率が相違するため、接着部にせん断力が働き、水みちの若干の進捗は避けられない。ただし、農業用貯水池においては、供用年数を 50 年、年間の貯水池利用回転数を 10 回としても、繰り返し水圧負荷は 500 回程度であることから、工場接着部を有する GM 相互の接着方法を誤らなければ、十分に水密性は確保できるものと思われる。

なお、基盤局部の凹凸に対する GM の保護材として使用される不織布が、凸部に対する緩衝材としての効果を発揮するには、ある程度の目付量(厚み)を持ったものが必要であり、基盤条件、水圧条件を設定した確認実験により目付量を決定すべきといえる。

### 3.5.6 コンクリートの目地部に架かる GM 接着部の繰り返し水圧負荷時の水密性

Fig. 3.43 は、基盤の凍上を防止するために設けられたポーラスコンクリートの目地部を接着部が横断する場合の水密性実験の模式図である。実験は、0～0.3～0MPa の水圧を 1 サイクル/hr で繰り返し負荷した。調整池の供用 50 年以上の利用回転数である 700 回繰り返し負荷後も水密性は確保できている。た

だし、実験後、水みち発生確認法により接着テープ層を調べた結果では、150mm の接着幅に対し 15～55mm の部分的な剥離が観察された。なお、この剥離については、実施工においては、接着部には幅 70mm の補強テープが被せられることから、かなり軽減できるものと考えられる。

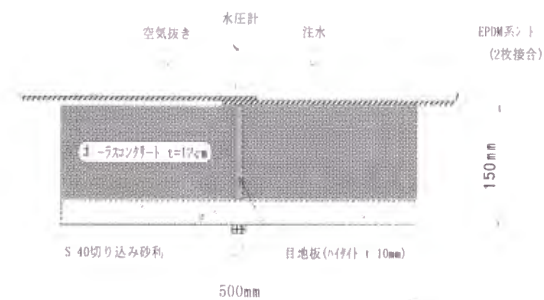


Fig. 3.43 接着部水密性実験（目地上）

3.5.7 実施工モデル実験

(1) 大型圧力容器による実験結果

実際の施工面での検討を含め、実施工に近似し得るモデル規模での水密性実験を大型圧力容器を用いて実施した。本実験でも、水圧負荷パターンは Fig. 3.35 と同様であるが、実験装置の能力から最大水圧は 1.5MPa である。代表的な実験結果を Table 3.18 に示す。なお、供試体作製時及び養生時の環境条件は、実験室内の常温である。

粒調砕石や砂基盤上の GM 及び GM 接着部は、確実な遮水性を有している。段差に関する結果については、中型圧力容器実験の場合の実験結果とほぼ同様であり、20mm 以下の段差においては接着部からの漏水は生じていない。また、コンクリートやアスファルトとの接合部における水密性についても問題はない。ただし、シワが接着面を横断する場合、Fig. 3.44 に示すように、段差の場合と同様な水みちを生じることがあること、コンクリート部材間のジョイントにズレが発生した場合、ズレを横断する GM 接着部に接着層内での破断が起こり得ること、アスファルト接着面端部は GM がはがれやすいこと、などが指摘できる。これらに対する設計・施工面での処置が必要である。

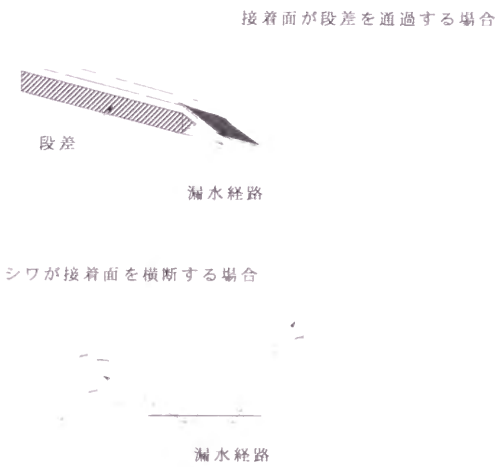


Fig. 3.44 段差やシワによる漏水経路の発生

Table 3.18 大型水密性実験結果

ケース	接着材	基盤材	GM の形態	結 果
A	テープ	M-40	GM 三枚重ね	1.5MPa で漏水無し
B	"	M-40+砂	"	1.5MPa で漏水無し
C	"	M-40+砂 & 段差 5 種	"	段差 25mm で漏水あり、最高水圧 1.5MPa
D	"	コンクリート	GM に凸部有	1.5MPa で漏水無し
E	"	"	GM に開口部有	0.9MPa でコンクリートにクラック入り漏水
F	"	"	"	シワによる漏水、最高水圧 1.5MPa
G	GA ボンド&テープ	アスファルト	"	1.5MPa で漏水無し



(2) プレキャストパネルコンクリートとの接合

農業用貯水槽の側版をプレキャストパネルコンクリートで構築し、底版に EPDM 系 GM を利用する場合には、パネルコンクリートと GM の接合が生じ、特に、パネルコンクリート間の目地部と GM の接合部における水密性の確保が課題となる．そこで、Fig. 3.45 に示す供試体を作製し、大型圧力容器を用いて水密性実験を行った．水圧昇圧パター

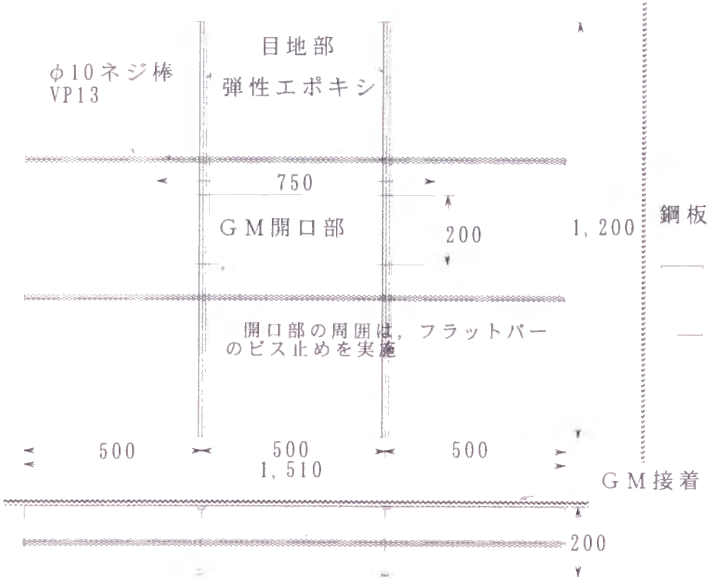


Fig. 3.45 目地部の水密性実験供試体模式図

ーンは、各供試体毎の漏水状況を見ながら実験を行ったため区々であるが、供試体 No.1 の例を上げると、0→0.3MPa 間は 0.05MPa ピッチ、0.3→0.5MPa 間は 0.1MPa ピッチ、0.5→1.1MPa 間は 0.2MPa ピッチで昇圧し、1 ピッチの継続負荷時間は 24 hr とした．1.1MPa の段階では、10 日間の継続負荷時間を設け、その後、1.1→1.5MPa 間は 0.2MPa ピッチで 30min の継続負荷時間をおいて昇圧した．実験結果を Table 3.19 に示す．

Table 3.19 目地部の水密性実験結果

供試体 No.	最大負荷水圧 (MPa)	漏水開始水圧 (MPa)	1.1MPa 継続負荷時の 平均漏水量(cc/min)		1.1MPa 継続 負荷日数 (日)
			負荷初日	負荷終了日	
1	1.5	1.1	無	0.2	10
2	1.1	0.7	1.4	0.4	2
3	1.1	0.3	4.0	1.8	2

注) 主とする漏水経路は、すべて接着部のプライマー層とコンクリート面間である．

いずれの供試体も漏水が発生している．しかし、この主とした漏水経路は、Photo. 3.1 に見られるように、コンクリートとの接着性を上げるために塗布したプライマーとコンクリート面の間である．このことから、以下のことがいえる．

目地部の構造については、目地部材料として使用した弾性エポキシ（1液性）は適度な弾性を有するものと思われ、水压最大 1.5MPa によるパネルコンクリートの変形（3 供試体の相対的最大不同沈下量は、 $-1.7\text{mm}$  である）にも良く追従している。また、目地部材料と GM との接着性は、耐水压試験期間中にわたって保持されており、接着面における剥離あるいは破断は生じていない。さらに、別



Photo. 3.1 漏水の状況

途、同様の供試体を作製し実施した 20mm のパネル相互の相対段差を水压負荷中に発生させた GM 接合部の水密性実験においても、目地幅に対する段差発生量の大きさから目地部材料の破断が生じているいるにも拘らず、目地部への GM の貫入による GM 接合部の破断は生じておらず、実験当初に懸念された目地部にかかる水密性については、本施工法で確保されると思われる。

開口部をも設けたこの実験において、コンクリートと GM との接着面を主に漏水経路とする水の滲出が認められた。実用水圧と実験水压の大きさの相違、負荷の継続による漏水量の減少（レイタンスによる自閉作用と思われる）を考慮すれば、この現象が即、根本的な構造欠陥とはならないと思われるが、コンクリートと GM との接着においては、コンクリート接着面のレイタンス処理等、所要の対策が必要である。また、通常の施工において用いられている GM 端部の押さえとしてのフラットバーの取付け方法は再検討する必要があると考えられる。写真に見られるように、フラットバーの取付けに必要なビス穴の穿孔が、ビス穴周辺のコンクリートの水密性を著しく乱している。コンクリートと GM 接着部の水密性を確保するためには、穿孔を伴う GM 端部の押さえ以外の方法を採用するか、穿孔によるコンクリートの水密性の乱れを考慮した接着幅の確保が必要と考えられる。穿孔を伴うフラットバーによる端部の押さえ以外の方法としては、GM 端部にあたるコンクリート部分に溝を設けて GM を巻き込み、その溝にシーリング材を充填する方法が考えられる。この方法により実施した実験結果は良好であったことから、フラットバーを用いない端部処理方法の一つとして提案できる。

3.5.8 遮水構造実験

(1) 構造物ジョイントを横断する GM の保護

例えば，カルバート型監査廊はスパン毎に縁切りされていることから，監査廊底面の基礎地盤に不同沈下が生じた場合には，監査廊頂部ジョイントにも同様の垂直段差が生じると考えられる．前述のとおり，垂直段差は GM の接着部にとって非常に有害であるため，その垂直段差を緩和吸収させる処置をとる必要がある．構造物ジョイントを横断する GM の保護対策の一つとして，ジョイント部の金属板によるカバーが上げられる．ポイントとなるのはその板厚の選定である．板厚は段差部で滑らかに変形追随する厚さが好ましい．ステンレス板（SUS 304）による保護についての確認実験では，作用水圧を 0.3MPa とした場合，0.3～0.5mm の厚さのものが追随性に優れていた．

(2) 貯水池内の独立構造物との接合方法

取水塔構造物が支持杭基礎となる場合など，貯水池内の独立構造物と周辺の池敷基盤との間には，貯水後に不同沈下を生じる可能性が大きい．こうした場合の GM の構造物との接合方法とその耐水密性について実験的に検討した．実験モデルは，Fig. 3.46 に示す接合構造とした．構造物の隅角部（△形状）は，非接着部となるよう 50mm×50mm の大きさで空隙を残し，空隙部にはシール材を充填した．中央部の円筒（直径 470mm）は，外周を取り巻く水平部コンクリート板と縁切りされており，水圧作用下でコンクリート板が所定量沈下する構造としている．実験ケースは，相対的な沈下量  $h_s$  を 10, 20, 30, 40mm の 4 ケースとした．

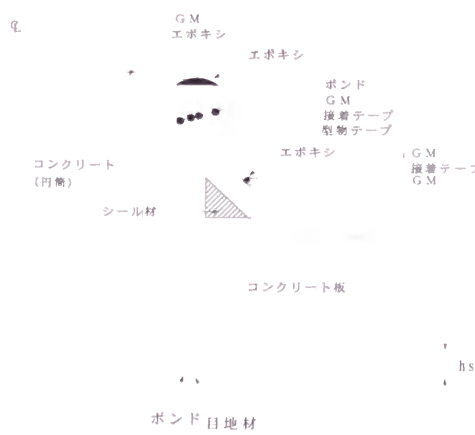


Fig. 3.46 取水塔モデルの GM 接合構造

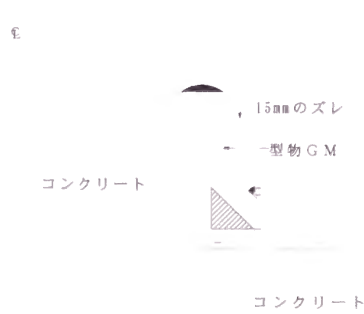


Fig. 3.47 沈下発生による型物 GM のズレ

検討した接合構造によって、1.5MPaの水圧負荷条件下で、沈下量30mm程度まで耐水密性能を有している。しかし、沈下量20、30mmのケースにおいて、型物GM（ハンチ部を外側から押えているGM）は、Fig. 3.40に示すように、実験後に約15mmのズレを生じており、ズレ防止のための端部処理が必要である。

### 3.6 HDPE系GM、TPE系GM、及びASパネルの接合部の水密性

#### 3.6.1 GM相互接合部の水密性

##### (1) HDPE系GM

比較供試体Cを用いてFig. 3.48に示す供試体を作製し、中型圧力容器により水密性実験を実施した。実験条件及び結果は、Table 3.20に示すとおりである。なお、ケース1～4及び6、8における昇圧負荷パターンは、Fig. 3.35のとおりである。ケース5は、0.9MPaまでFig. 3.35のパターンで昇圧した後、0.9MPaを11.5時間保持、0.5時間除荷を12回繰り返し、さらに、その後20分間隔で0.2MPaずつ、2.9MPaまで昇圧した。ケース7は、ケース5と同様に昇圧負荷、繰り返し負荷をした後、7日間、0.9MPaを継続負荷した。

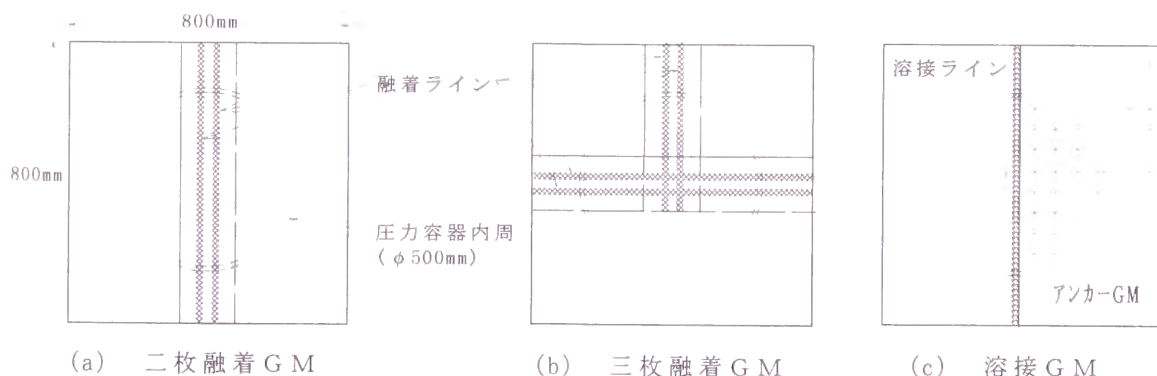


Fig. 3.48 HDPE系GM相互接合部水密性実験供試体模式図

いずれのケースも、融着・溶接部の剥離、破断を原因とする漏水は観察されなかった。二枚融着供試体については、実験後、平行2列の熱融着（ダブルシール）部の一方を閉じ、0.22MPaの空気圧をかけた状態で水中に入れ空気漏れの有無を調べたが、いずれも確認されなかった。漏水を起こした供試体はすべて、GM一枚部分に発生した基盤碎石等の突き

破りによるピンホールであった。目視ではピンホールの位置が確認できなかったケース 5 の供試体 B, ケース 7 の供試体 B のピンホールについては、ピンホール探知器（スパークテスター）でようやく発見できるほど微小なものであった。

自走式熱融着機によって行われる HDPE 系 GM 接合部の水密性は、その検査法も確立されていることから、かなり信頼性の高いものと判断される。

Table 3.20 HDPE 系 GM 相互接合部水密性実験結果

ケース No.	負荷パターン	供試体形状	基盤材	段差 (垂直)	供試体 No.	漏水有無	最高水圧 (MPa)	備考
1	昇圧負荷	二枚融着	砂	—	A,B,C	無し	2.9	
2	昇圧負荷	三枚融着	砂	—	A,B,C	無し	2.9	
3	昇圧負荷	二枚融着	S-40	—	A,B	有り	1.5	GM 部破断
					C	有り	2.1	GM 部破断
4	昇圧負荷	三枚融着	S-40	—	A,C	有り	1.5	GM 部破断
					B	有り	2.7	GM 部破断
5	0.9MPa を繰返し後、昇圧負荷	三枚融着	S-40	—	A	有り	1.9	GM 部破断
					B	有り	0.9	12 回繰返し後、GM 部破断
					C	有り	2.5	GM 部破断
6	昇圧負荷	二枚融着	合板	20mm	A,B,C	無し	2.9	
7	繰返し後継続負荷	二枚融着	合板	20mm	A,C	無し	0.9	
					B	有り	0.9	継続負荷中に、GM 部破断
8	昇圧負荷	溶接	砂	—	A,B,C	無し	2.9	

(2) TPE 系 GM

比較供試体 E, F を用いて、HDPE 系 GM の供試体(a), (b)の場合と同様の供試体を作製し、中型圧力容器により熱融着部の水密性実験を実施した。実験条件及び結果は、Table 3.21 に示すとおりであり、昇圧負荷は Fig. 3.35 のパターン、繰返し負荷は 0~0.12~0MPa (1 サイクル/10min) で 531 回である。漏水が観察されたケース No.4 の水みち発生要因は、Fig. 3.37 の上図に示したすり付け部分の面取りが不十分であったためである。

Table 3.21 TPE 系 GM 相互接合部水密性実験結果

ケース No.	負荷パターン	供試体形状	基盤材	段差 (垂直)	供試体 No.	漏水有無	最高水圧 (MPa)	備考
1	昇圧負荷	二枚融着	砂	—	A,B,C	無し	2.9	供試体 E
2	昇圧負荷	三枚融着	砂	—	A,B,C	無し	2.9	〃
3	昇圧負荷	二枚融着	合板	20mm	A,B,C	無し	2.9	〃
4	繰返し負荷	三枚融着	S-30	—	A,B,C	A,B 有り	0.12	供試体 F



### 3.6.2 GM とコンクリートとの接合部の水密性

TPE 系 GM のコンクリートとの接合部の水密性を調べるため、小型圧力容器を用いて実験を行った。供試体の作製方法は、Fig. 3.34 に示した EPDM 系 GM の場合と同様である。また、水圧負荷パターンは、Fig. 3.35 のとおりである。

3 供試体のうち、2 供試体は 2.9MPa まで漏水が観測されなかったが、1 供試体は、2.5MPa の段階で、1cc/min 程度の漏水が観測された。実験後、供試体を解体したが、水みちの確認はできなかった。

そこで、新たに、Fig. 3.49 に示す供試体を作製し、大型圧力容器を用いて実験を行った。

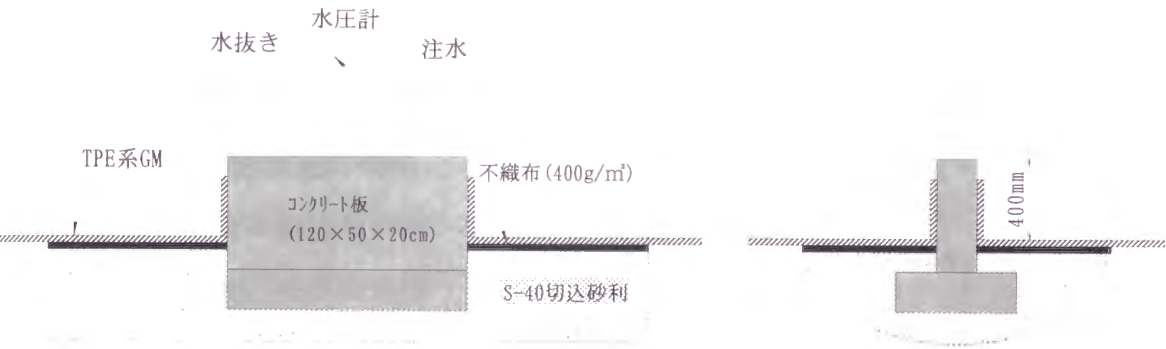


Fig. 3.49 TPE 系 GM のコンクリートとの接合部水密性実験模式図

Fig. 3.35 の昇圧パターンで水密性を調べようとしたところ、0.3MPa 昇圧後、漏水が発生した。試験を終了して供試体解体 6 時間後にコンクリート直壁表面の水分率を計測すると、Fig. 3.50 に示すように供試体設置時の水分率 3.5% 程度より、ほぼ全体に渡って高くなっており、特定の箇所からの漏水とは限定できない結果であった。

小型圧力容器による実験結果と合わせて考えると、TPE 系 GM とコンクリートとの接合部の水密性は、GM を直接コンクリートに接合する現在の一般的な施工法では確保できないといえる。TPE 系 GM のコンクリートとの接合は、先ずコンクリートとの接合箇所は EPDM 系 GM を使用し、EPDM 系 GM と TPE 系 GM を接合するなど、設計・施工法の改善が必要である。

解体後 6 時間経過状態

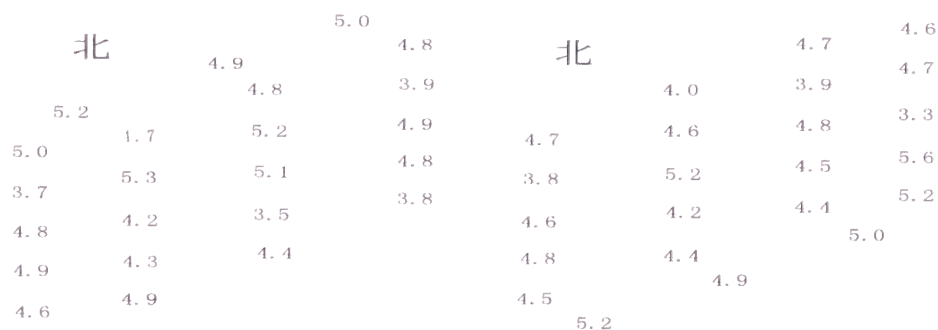


Fig. 3.50 供試体解体後のコンクリート直壁表面の水分率

### 3.6.3 AS パネルの接合部の水密性

AS パネル相互及び AS パネルとコンクリートとの接合部の水密性を調べるため、小型圧力容器を用いて Fig. 3.51 に示す供試体を作製し実験を行った。また、接合部が 3 枚重ねになる場合や段差を接合部が横断する場合についても、中型圧力容器を用いて Fig. 3.52 に示す実験を行った。水圧負荷昇圧パターンはいずれも Fig. 3.35 に示したとおりである。

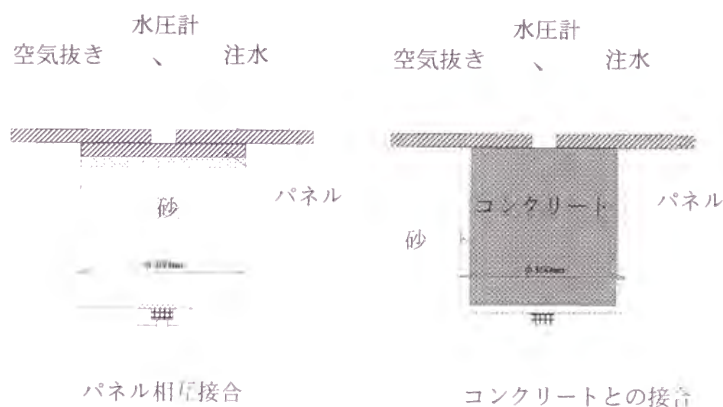


Fig. 3.51 AS パネル接合部の水密性実験  
(小型圧力容器)

AS パネルの基盤を砂とした AS パネル相互接合、AS パネル 3 枚重ね接合、AS パネルとコンクリートとの接合のいずれのケースも最高水圧 2.9MPa を負荷しても漏水を起こしていない。また、AS パネル接合部 (2 枚重ね部) が 20mm 段差を横断する場合も、45° に面取りを施したケースでは最高水圧 2.9MPa まで漏水は観測されなかった。漏水が見られたのは、20mm の垂直段差を接合部が横断するケースであり、0.3MPa で漏水を起こしている。漏水は段差部での AS パネルの鋭角な屈曲により 2 枚の AS パネルに曲率の差が

生じ、接合部が剥離して水みちを形成したことによるとみられる。AS パネルの場合は粘弾性により基盤への追従が期待できるが、EPDM 系 GM と同様に、垂直段差といった基盤が急変する場合には接合部の水密性は維持できないことから、基盤の急変を生じないよう適切な基盤処置が必要であるといえる。

なお、本来、アスファルトは小さいといえども透水性を有する遮水材であることから、別途、AS パネルの透水試験を実施した。

試験方法は、水圧 0.3MPa、水圧負荷継続時間 7 日間の定水位透水試験である。3 供試体（平均密度は  $1.351\text{g/cm}^3$ ）の平均透水係数は  $1.05 \times 10^{-10}\text{cm/s}$  であり、十分な難透水性材料であることを確認した。

### 3.7 まとめ

施工時の気象条件や供用時の気象条件が、接着・接合強度に及ぼす影響が大きい EPDM 系 GM の実験結果をとりまとめると、以下とおりである。

- a) EPDM 系 GM 相互のボンド接着においては、施工時の湿度が 85% 程度以上に高くなると、接着強度低下が発生する。その原因は、接着剤成分の気化熱により、オープンタイム時に接着面に結露が生じるためである。接着強度低下を防止するには、高湿度の影響を受けず塗りムラを生じない自然加硫型接着テープが有効である。
- b) ボンド接着は、加硫が経日とともに徐々に進み 2 週間程度で安定するのに対して、テープ接着は、早期に終了する。従って、現場におけるボンド接着に関する施工管理においては、14 日材令でもって品質管理試験を行うのが妥当である。
- c) EPDM 系 GM とコンクリートとの接着においても、95% 以上の高湿度環境下では接着剤の吸湿による強度低下が生じる。また、接着力を上げるために塗布されるブラ

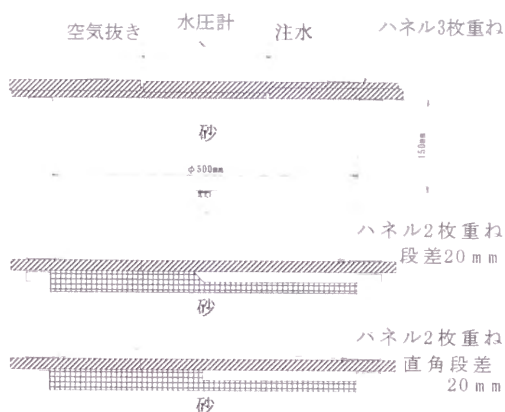


Fig. 3. 52 AS パネル接合部の水密性実験（中型圧力容器）

イマーの乾燥時間が、5℃では 4～5 時間必要なため、5℃以下の環境温度での接着においては、強度低下を生じる可能性がある。

- d) 供用時の EPDM 系 GM 相互及びコンクリートとの接着強度は、温度の低下と共に大きくなる。ただし、より安定した強度を得るためには、GM と接着剤の適合性の検討が必要である。
- e) HDPE 系 GM や TPE 系 GM の GM 相互の接合は、溶接や熱融着で一体化が図られるため、接合部での剥離は生じ難い。しかし、コンクリートとの接合は、HDPE 系 GM は不能、TPE 系 GM は不安定である。
- f) AS パネル相互の接合強度は、温度依存性や引張速度依存性が大きい。0℃以下の環境温度では接合部でのせん断剥離は生じないが、60℃における接合強度は 20℃における強度の 1/3 程度である。引張速度と接合強度との間には指数関数相関が明確にあり、引張速度が緩慢になると極めて接合強度が小さくなる。

異種材料 GM 間の接合の例として取り上げた EPDM 系 GM とアスファルト、EPDM 系 GM と TPE 系 GM の接合については、以下のことがいえる。

- g) EPDM 系 GM とアスファルトとの接合は、両者の中間的な移行材料を介在させることで可能である。しかし、移行材料の粘弾性に接合部強度は支配される。
- h) EPDM 系 GM と TPE 系 GM の接合についても、両者の中間材質のテープを介し加熱加圧することで可能である。この場合の接合構造は、一方は加硫、他方は熱融着と異なるため、極めて限定された接合条件下でのみ可能である。

現場での接着・接合を減じるために多用される傾向にある工場での加熱圧着による GM 拡張においては、その直近部の GM に変質が起こり得る。

- i) EPDM 系 GM では、M200 や M300 が高まり、切断時伸びが低下する。通常の管理がなされれば、その影響度合いは 15%未満であるが、管理が不適切であると 15%以上の熱老化現象が生じる可能性がある。
- j) TPE 系 GM では、その影響が比較的大きく現れる物性は、降伏点伸びである。常温での物性変化度は 20%程度の減であるが、0℃ではさらに大きな物性変化度となる。

柔軟な EPDM 系 GM の接着・接合部の水密性は、ポアソン比が 0.49 である弾性体としての特性が水圧下では有効に作用する。しかし、3 枚重ねとなる部分、段差やシワが接着部を横断する場合は、水みちが発生する場合があります、その確保対策については、細部技術の確立が重要である。HDPE 系 GM や TPE 系 GM の場合は、コンクリートとの接合方法が課題である。

- k) 工場接着部を有する箇所と一枚 GM の接着部には、水圧負荷時の基盤への追従に際し、両者の剛性の差により、敷設時のその上下関係によっては接着面にせん断力が働くため、水みちが発達する可能性がある。
- l) 接着部直下に基盤の段差や構造物間の隙間が生じる場合には、接着部に湾曲が生じ、上下 GM の曲率の差に起因するせん断力による接着層の破断が生じる可能性がある。
- m) コンクリート構造物との接合部の水密性は、プライマー層とコンクリートとの界面の水密性如何によるため、レイタンス処理、コンクリート表層の水密性を乱さない接合方法を行い、接着幅は 30cm 以上の確保が必要である。
- n) 不同沈下発生時のコンクリート構造物との接合部の水密性確保は、その接合構造内に非接着部を設けることで、相対沈下量 30mm まで対応可能である。構造物ジョイント間の上下のズレに対しても、GM の保護対策をとることが有効である。
- o) HDPE 系 GM や TPE 系 GM の相互接合部の水密性は、その接合が確実になされていれば、基盤の状況に拘わらず、接合部以外の GM 部分に破断が生じるまで確保される。両 GM 共に、コンクリートとの接合部の水密性は、現段階の施工法では確保できない。
- p) AS パネルの相互接合部やコンクリートとの接合部の水密性は高い。ただし、AS パネル接合部が 20mm 以上の段差を横断する場合、2 枚のパネルの曲率の差による接合部の剥離が生じ、水みちが形成され得る。

## 引用文献（第 3 章）

Koerner, R.M. (1994) : Designing with Geosynthetics, 3rd Edition, Prentice Hall, p.42



- 増田民夫（1994）：ジオメンブレンの貯水池への適用について，国際ジオテキスタイル学会日本支部ジオメンブレン技術委員会第1回ジオメンブレン技術に関するセミナー，p.65
- 前田守一（1995）：ゴム技術の基礎，日本ゴム協会，p.77
- 長束 勇（1997）：貯水池に使用した表面遮水材の確認試験及び総合評価，北海道開発局依頼研究報告書，p.18
- 篠原武次（1979）：気象ハンドブック，朝倉書店，pp.215～216
- 瀧本純也・尾ノ井芳樹（1997）：海水揚水発電技術実証プラントにおける強風化岩上のゴムシート表面遮水上部調整池について，大ダム，No.160，p.32
- 豊川総合用水農業水利事務所（1997）：万場調整池技術誌，東海農政局，p.3-153
- 古部誠亮（1995）：ゴム技術の基礎，日本ゴム協会，p.246
- 山下晋三（1995）：ゴム技術の基礎，日本ゴム協会，p.13

## 第4章 GMの耐水圧性評価法

### 4.1 概説

GMを農業用貯水池や廃棄物最終処理場の遮水材料として利用する場合には、その材料特性上、GMは遮水のみを担うよう構造設計が行われている。すなわち、水圧、土圧などの外力には、基盤材や構造材で対抗するよう設計を行うことが原則とされている（例えば、農林水産省土地改良技術評価委員会，1990）。しかし、実際の施工においては、大別して、次のような三つのケースの引張力を受け、その引張力が耐力以上に大きいと引張破断を起こすこととなる。一つは、長大斜面に敷設された場合の自重などによる平面内一次元引張による破断、二つは、敷設地盤の陥没などによる広がりのある三次元引張による破断、三つは、基盤の局部凹凸部での突き抜けまたは貫入による二次元・三次元引張による破断である。一次元引張破断については、建築分野のGMについて規定した「合成高分子系ルーフィングシート（JIS A 6008）」、あるいは、加硫ゴムについて規定した「加硫ゴムの引張試験方法（JIS K 6251）」において試験法が確立されていることから、貯水池用のGMにおいても一般にこの試験法に準じた試験による結果を引張破断検討の物性値として利用している。広がりのある三次元引張破断については、国内において確立された試験法はなく、各メーカーなどが独自の試験法の開発を行って評価している（例えば、シバタ工業㈱技術開発部，1994）のが実態である。欧米においても公的に試験法は定められていないが、GRIが研究機関として貴重な試験法の提案を行っている（Geosynthetic Research Institute，1989）。局部凹凸部での二次元・三次元引張破断に関しては、凸部については、工事施工中の過失による破断が問題となることが多いことから、従前より種々の試験法によってその評価が行われている（たとえば、農業土木試験場造構部第二研究室，1979；三木ら，1991；鈴木ら，1995；Vidal,D.ら，1995；Comer,A.I.ら，1995）。しかし、凹部については、施設供用開始後に問題となる破断であることから、一部の研究者によってその危険性が指摘され（海老名ら，1970）、試験法が提案されている（中島ら，1987）にも拘わらず、その破断メカニズムや安全性評価を詳細に検討した事例は報告されていない。

そこで、本章では、まず、EPDM系GMを検討対象として実施した、碎石基盤上やポーラスコンクリート上に敷設されたGMの耐水圧性実験結果を示し、基盤局部凹部において

GM が引張破断を生ずるケースを例示する．また，HDPE 系 GM，TPE 系 GM，AS パネルについても，それらの耐水圧性を明らかにする（第 2 節）．次に，溝幅や鋼球径を種々変えたモデル基盤上における耐水圧実験結果を示し，こうした基盤局部凹部引張破断は，水圧を負荷すると基盤空隙部の壁との摩擦力によって GM の伸びる領域が順次縮減されることにより起こる現象であることを理論的に明らかにできる二次元，三次元局部引張破断理論モデルを構築し，その引張破断を起こすメカニズムの解を求める（第 3 節）．さらに，モデル的に実施した耐水圧実験においては，引張破断を起こす素因である水圧負荷速度が比較的緩慢な速度であることから，GM の引張速度依存性を確認する実験を実施した上で，マックスウェル・トムソンモデルを用いて GM の粘弾性挙動をモデル化し，そのパラメータを求める（第 4 節）．最後に，これら二次元，三次元局部引張破断理論モデル及び引張速度依存性モデルの解を用いて，種々の基盤上に敷設された GM の耐水圧性実験結果の評価法を考察する（第 5 節）．

4.2 実験方法と実験結果事例

4.2.1 農業工学研究所における GM 耐水圧試験法

GM が使用される貯水池等の実際の施工においては，GM 直下の基盤材に石礫が含まれることもあることから，敷設基盤に局所的な凹凸が発生することは避けられない．また，GM が敷設される範囲内に設置されるコンクリート構造物との境界では，供用開始後に不同沈下等により段差が生じることも避けられない．こうした場合の鋭角な凸部による破断防止対策として，施工現場では，GM と基盤との間に不織布を敷くなどして，礫やコンクリート隅部の鋭角部を緩和する処置がとられている．ところが，柔軟な GM を使用した場合，凸部によって生じる鋭角部よりもむしろ，空隙部の凹部で GM が引張破断を起こすことが，農業土木試験場（前農業工学研究所）造構部造構第二研究室（1987）が多様

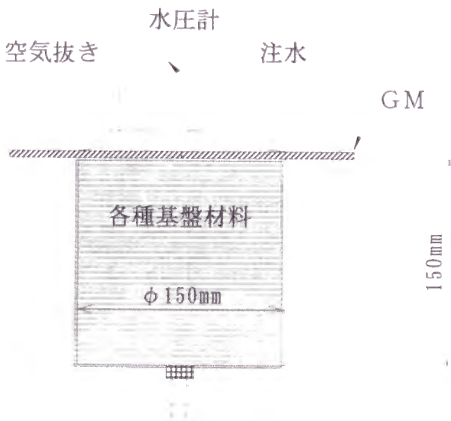


Fig. 4.1 小型圧力容器概要

な基盤材を用いて系統的に行った室内耐水圧実験により明らかにされている。

この実験には、主として Fig. 4.1 に示す小型圧力容器が用いられている。なお、農業工学研究所では、この小型圧力容器の他に、実験目的に応じて、中型圧力容器、大型圧力容器を使用している。また、水圧負荷昇圧パターンは、Fig. 3.35 に統一している。

4.2.2 砕石基盤上に敷設された EPDM 系 GM の厚さと耐水圧性の関係を求める実験

前述したように、GM を遮水材として使用するに当っては、GM 自体は遮水性のみを分担し、水圧等の外力は GM を敷設する背面基盤が受け持つことが原則である。ところが、実際の施工においては、礫の多い土質が基盤となる場合や、アンダードレーンや空気抜き施工のため礫層が GM 直下の基盤となる場合があり、局所的に外圧を受けることとなる。すなわち、こうした場合には、Fig. 4.2 のように GM 自体の強さで水圧を支える部分が発生する。このとき、基盤に接している GM 部分は、水圧に応じた摩擦力により移動を拘束されるが、基盤に接していない部分は、水圧に対応して局所的に伸ばされ、空隙に向かって貫入していく。その程度が大きく、GM 材料の持つ能力以上の変形となったとき、GM は破断に至る (Photo. 4.1 参照)。

実験は、Fig. 4.3 に示すように各種粒径の砕石上に従来型 EPDM 系 GM を敷設して行われ、GM 厚さを 1, 1.5, 2mm とした時の GM 背面基盤材料の種類、粒径に対する耐水圧を求めている。実験結果の一部を Table 4.1 に示す。

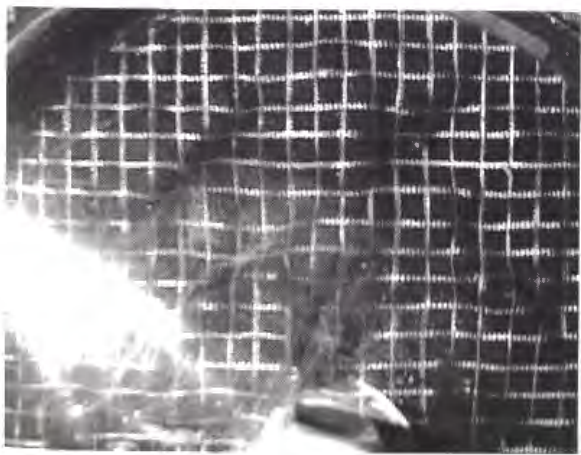


Photo. 4.1 砕石基盤上に敷設された GM の水圧負荷時の状況

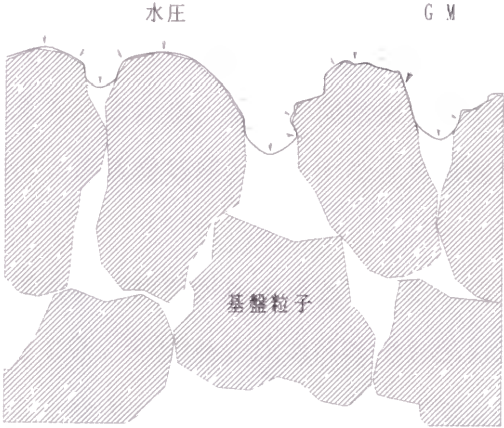


Fig. 4.2 水圧下における GM と基盤粒子の関係

Table 4.1 耐水圧実験結果

[単位：MPa]

基盤材料	GM 厚さ (mm)		
	1	1.5	2
砕 石			
S-10～5	0.9	2.5	2.7
S-15～10	0.9	1.5	1.97
S-20～15	0.63	0.9	1.17
S-25～20	0.57	0.9	0.97
S-30～25	0.43	0.9	0.9
S-40～30	0.37	0.83	0.9
C-40	1.1	2.1	2.73
M-40	2.5	2.9	2.9 以上

S：単粒度砕石，C：クラッシャーラン，

M：粒度調整砕石

Fig. 4.3 耐水圧実験

実験結果から、貯水池の水深と基盤材料の種類に応じた GM 厚さの選定が可能である。例えば、設計水圧 0.15MPa で、この設計水圧の 10 倍の耐水圧性を確保するとしたとき、基盤材料に粒調砕石（M-40）を使用する場合は 1.0mm 以上、クラッシャーラン（C-40）の場合は 1.5mm 以上、単粒度砕石（S-40）の場合は 2.0mm よりさらに厚い GM が必要であるといえる。なお、実際の施工においては、基盤材料に粒度調整砕石やクラッシャーランが使用される場合であっても、撤き出し作業における材料分離や、撤き出し後の GM 敷設までの間における降雨による細粒分の流亡が考えられるため、空隙の間詰用として砂を敷均す、あるいは、最も条件の厳しい単粒度砕石による基盤処理とみなすなどの処置や判断が必要である。

本実験の水圧負荷昇圧パターンでは 0.9MPa の圧力保持状態が約 1 日あり、この間での漏水（GM の破断）が他に比べ多く観察されていること、その他の圧力段階でも圧力上昇直後よりも多少時間を置いて漏水が発生していることなどから、GM のクリープによる影響が大きいことが示唆される。このクリープの評価を含めた GM の局部引張破断のメカニズムについての究明が必要である。



4.2.3 EPDM系GM及びTPE系GMの現場条件下での耐水圧実験

丸山調整池現場条件下におけるEPDM系GM及びTPE系GMの耐水圧性を把握するため、中型圧力容器（Fig. 4.4）、大型圧力容器（Fig. 4.5）内に、現地条件をモデル的にできるだけ再現できるよう実験供試体を作製し、調整池の供用条件を踏まえた水圧負荷条件のもとで、耐水圧実験を実施した。実験に用いた資材は、Table 4.2のとおりである。また、中型、大型圧力容器実験装置の全体構成は、Fig. 4.6、4.7のとおりである。

Table 4.2 実験用資材

資材	種別	備考
供試体 GM	EPDM系GM(厚さ1.5mm)	寒冷地用 (第2章参照)
	TPE系GM(厚さ1.5mm)	比較供試体E ( " )
基盤材	S-40切り込み砂利	現地使用材を搬送
	ポーラスコンクリート	現地骨材・現地配合で作製
	砂	鬼怒川産
緩衝材	目付量400g/m <sup>2</sup> 不織布	ポリエステル短繊維
	目付量200g/m <sup>2</sup> 不織布	ポリエステル長繊維

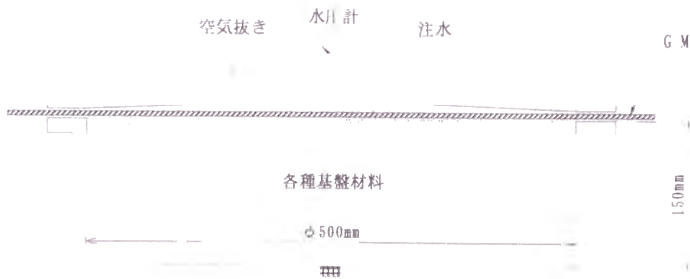


Fig. 4.4 中型圧力容器概要

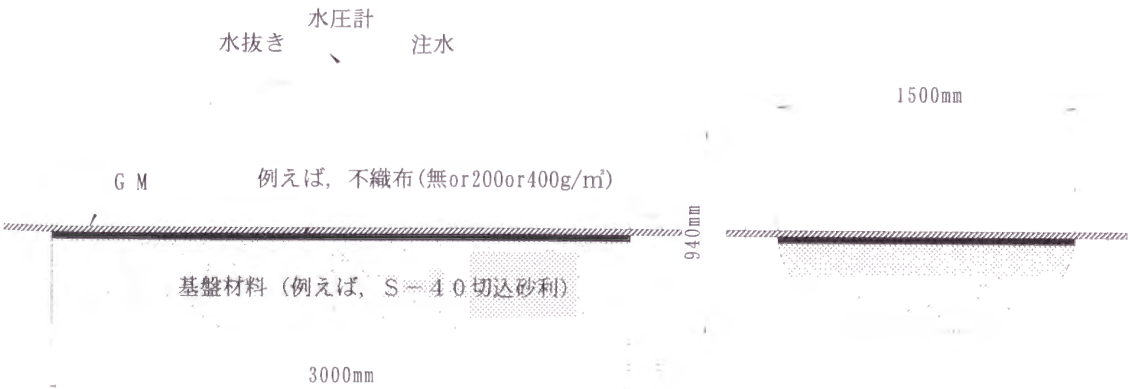


Fig. 4.5 大型圧力容器概要

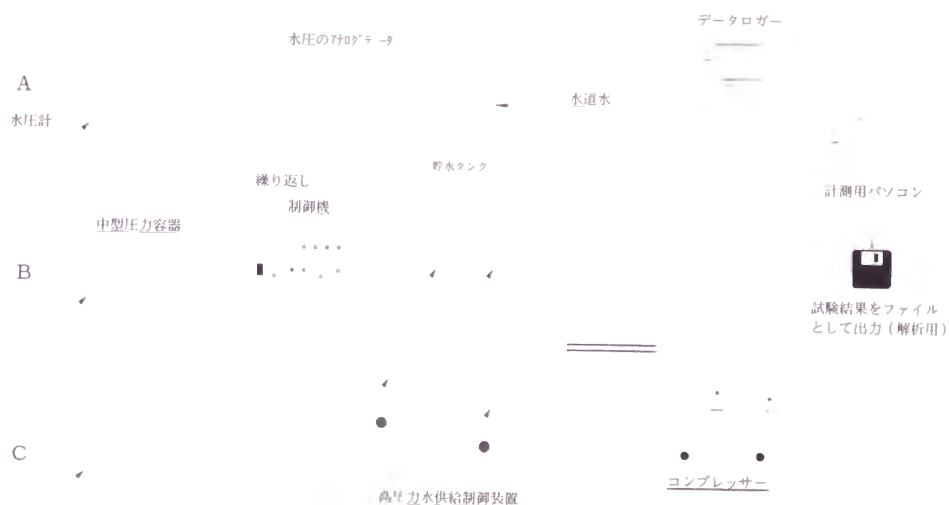


Fig. 4. 6 中型圧力容器実験装置の全体構成

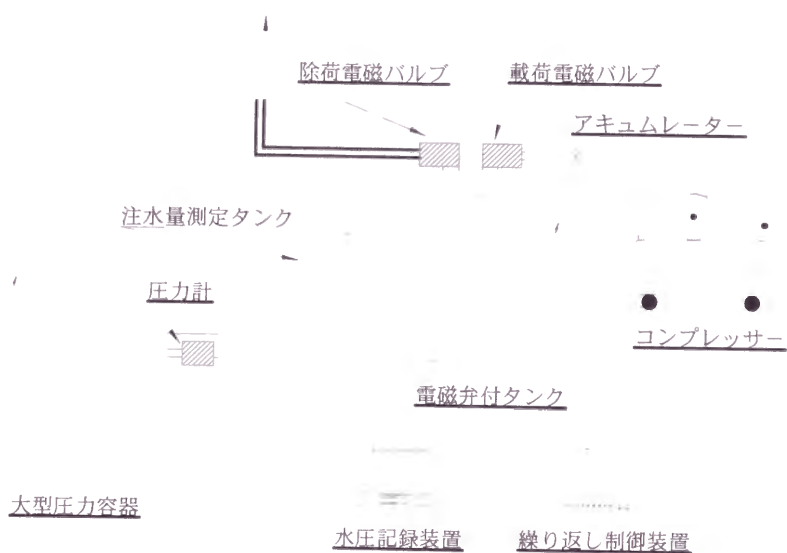


Fig. 4. 7 大型圧力容器実験装置の全体構成

実験目的が、現地の使用条件下での耐水圧性を調べることであることから、GM の種別、基盤材の種別、緩衝材の有無及び種別、水圧負荷方法の種別を現場条件に合わせて組み合

わせ、Table 4.3 に示す実験条件を設定した。なお、実験個数については、大型圧力容器を用いる実験は、1 供試体/1ケース、中型圧力容器を用いる実験は、3 供試体/1ケースとした。

また、水圧負荷方法は、昇圧負荷については、Fig. 3.35 の水圧負荷昇圧パターンによるものとし、繰り返し負荷については、0～0.15～0MPa、または、0～0.3～0MPa を、大型圧力容器実験では 1サイクル/hr、中型圧力容器実験では 1サイクル/10min で、漏水が発生しない限り 100 回以上継続するものとした。

さらに、耐水圧実験後、実験済み供試体からのサンプリングによる引張試験を実施し、実験前後の GM の物性変化を調べた。

Table 4.3 実験条件一覧

ケース	実験容器	実験GM	基盤材	緩衝材	実験方法	備考
1	大型	EPDM系	S-40砂利	無し	昇圧負荷	Max0.9MPaまで
2	"	TPE系	"	"	"	"
3	"	EPDM系	"	"	繰り返し負荷	0～0.3～0MPa 1サイクル/hr
4	"	TPE系	"	"	"	"
5	"	EPDM系	"	"	"	0～0.15～0MPa 1サイクル/hr
6	"	TPE系	"	"	"	"
7	"	EPDM系	"	400g/m <sup>2</sup>	"	0～0.3～0MPa 1サイクル/hr
8	"	TPE系	"	"	"	"
9	"	EPDM系	"	200g/m <sup>2</sup>	"	"
10	"	TPE系	"	"	"	"
11	中型	EPDM系	ホ ーラスコンクリート	無し	昇圧負荷後、 繰り返し負荷	Max2.9MPaまで 0～0.3～0MPa 1サイクル/10min
12	"	EPDM系	ホ ーラスコンクリート	400g/m <sup>2</sup>	繰り返し負荷	GMは3枚接着部 0～0.3～0MPa 1サイクル/10min

各耐水圧実験ケース毎の結果を、Table 4.4 に示す。実験条件との対比から、次のことがいえる。

① 基盤材が S-40 切り込み砂利の場合の耐水圧

a. 基盤材が S-40 切り込み砂利の場合の昇圧負荷耐水圧は、EPDM 系 GM は 0.5MPa、TPE 系 GM は 0.3MPa である。この EPDM 系 GM の結果は、Table 4.1 に示した小型圧力容器による実験値 0.8MPa よりも小さい。この要因は、本実験における実験対象供試体面積が小型圧力容器による場合の 255 倍と非常に大きいことから、碎石間に形成される空隙がごく部分的には大きくなったことによると考えられる。なお、この実験規模が大きくなると耐水圧実験結果が小さくなることについては、三木ら（1994）も報告している。

b. 水圧負荷条件が繰り返し負荷であると、耐水圧は昇圧負荷耐水圧より小さくなり、共に 0.15MPa 以下である。GM にクリープ現象の影響を受けた局部引張破断が生じていることが示唆される。

c. EPDM 系 GM の破断は基盤砕石によって形成される凹部で発生するのに対し、TPE 系 GM の破断は、砕石の頂部又は転石による凸部で発生する。局部引張破断現象は、GM の引張特性、特に伸びに関する特性により局部破断の形態が異なるといえる。

Table 4.4 耐水圧実験結果

緩衝材	実験方法	結果	ケース
EPDM系GM・大型压力容器・S-40砂利基盤			
無し	昇圧負荷	0.5MPaで漏水発生	1
	繰り返し負荷(0～0.3～0MPa)	繰返し回数4回で漏水発生	3
	〃 (0～0.15～0MPa)	繰返し回数50回で漏水発生	5
400g/m <sup>2</sup>	繰り返し負荷(0～0.3～0MPa)	繰返し回数112回以上に耐圧	7
200g/m <sup>2</sup>	繰り返し負荷(0～0.3～0MPa)	繰返し回数140回以上に耐圧	9
TPE系GM・大型压力容器・S-40砂利基盤			
無し	昇圧負荷	0.3MPaで漏水発生	2
	繰り返し負荷(0～0.3～0MPa)	繰返し回数13回で漏水発生	4
	〃 (0～0.15～0MPa)	繰返し回数1回で漏水発生	6
400g/m <sup>2</sup>	繰り返し負荷(0～0.3～0MPa)	繰返し回数260回以上に耐圧	8
200g/m <sup>2</sup>	繰り返し負荷(0～0.3～0MPa)	繰返し回数35回で漏水発生	10
EPDM系GM・中型压力容器・ポーラスコンクリート基盤			
無し	昇圧負荷	2/3：2.9MPaに耐圧 1/3：2.5MPaで漏水発生	11
	繰り返し負荷(0～0.3～0MPa)	2/3：繰返し回数540回以上に耐圧 1/3：繰返し回数150回で漏水発生	11
400g/m <sup>2</sup>	繰り返し負荷(0～0.3～0MPa)	3/3：繰返し回数544回以上に耐圧	12

## ② 緩衝材の耐水圧性向上効果

緩衝材の耐水圧性向上効果は、TPE 系 GM よりも EPDM 系 GM の方が大きい。EPDM 系 GM の破断は凹部で発生することから、その凹部を緩衝材が穴埋め緩和するためと考えられる。TPE 系 GM の場合は、砕石の頂部又は転石の凸部による GM の突き破りを緩衝材が緩和する効果はあるが、緩衝材自体が水圧により薄くなったり、突き破り破断してしまうとその緩衝効果が消失するためと考えられる。

## ③ 基盤材がポーラスコンクリートの場合の耐水圧

基盤材がポーラスコンクリートの場合の EPDM 系 GM の昇圧負荷耐水圧は、2.5MPa 程度あるが、水圧負荷条件が繰り返し負荷であると、0～0.3～0MPa で破断する場合もある（繰返し回数 150 回程度）。破断箇所は、ポーラスコンクリートの比較的大きな凹部

(ケース 11 の場合は、深さ 12mm、径 10mm 程度) である。ポーラスコンクリート上に GM を敷設する際には、事前にポーラスコンクリート表面の状況をよく調査し、比較的大きな凹部は修正しておくことが重要である。

④ 耐水圧実験前後の物性変化

Table 4.5 は、EPDM 系 GM の耐水圧実験後の引張試験結果である。ケース 5、7、9 の  $T_B$  と  $E_B$  が相対的に低下している。繰り返し水圧負荷を受けることにより、局部的に伸ばされる影響が実験後にも残る結果といえる。特に、ケース 5、9 では、特定のサンプルの  $T_B$  と  $E_B$  が著しく低下しており、破断に至らないまでもクリープなどによりゴム弾性が低下している部分が潜在することを示唆している。

Table 4.5 大型耐水圧実験後の引張試験結果（サンプル 20 個の平均値・EPDM 系 GM）

	引張強さ	切断時伸び	M50	M100	M200	M300	水圧条件	不織布	水圧負荷条件
	MPa	%	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa		
ケース 1	13.1	631	1.4	2.0	3.5	5.3	0.5	なし	昇圧
ケース 3	13.0	595	1.3	2.0	3.7	5.6	0~0.3	なし	4 回
ケース 5	12.5	563	1.4	2.0	3.8	5.7	0~0.15	なし	50 回
	(4.0)	(215)	(1.4)	(2.0)	(3.8)		(特定のサンプルの結果)		
ケース 7	12.8	577	1.4	2.0	3.7	5.7	0~0.3	400g/cm <sup>2</sup>	112 回
ケース 9	12.4	571	1.4	2.0	3.7	5.6	0~0.3	200g/cm <sup>2</sup>	140 回
	(7.3)	(407)	(1.4)	(1.9)	(3.5)	(5.3)	(特定のサンプルの結果)		

Table 4.6 は、TPE 系 GM の耐水圧実験後の引張試験結果である。ケース 4 の  $T_B$  と  $E_B$  が、水圧繰り返し回数が少ないにも拘わらず、かなり低下している。また、ケース 2、4、8 では、特定のサンプルの  $E_B$  が著しく低下しており、0.3MPa 程度の水圧であっても、機械的損傷を受ける部分が発生することを意味している。

Table 4.6 大型耐水圧実験後の引張試験結果（サンプル 20 個の平均値・TPE 系 GM）

	引張強さ	切断時伸び	M50	M100	M200	M300	水圧条件	不織布	水圧負荷条件
	MPa	%	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa		
ケース 2	13.9	719	8.5	8.1	8.1	8.4	0.3	なし	昇圧
	(12.0)	(604)	(8.4)	(8.1)	(8.0)	(8.3)	(特定のサンプルの結果)		
ケース 4	12.0	671	8.1	7.8	7.7	8.0	0~0.3	なし	13 回
	(9.4)	(611)	(7.7)	(7.1)	(7.0)	(7.3)	(特定のサンプルの結果)		
ケース 6	13.5	732	8.2	8.0	8.0	8.3	0~0.15	なし	1 回
ケース 8	14.1	766	8.6	8.3	8.3	8.5	0~0.3	400g/cm <sup>2</sup>	260 回
	(10.1)	(484)	(8.5)	(8.2)	(8.3)	(8.6)	(特定のサンプルの結果)		
ケース 10	13.6	769	8.6	8.2	8.2	8.4	0~0.3	200g/cm <sup>2</sup>	35 回



4.2.4 HDPE 系 GM の碎石上及び段差発生部上での耐水圧実験

HDPE 系 GM の碎石基盤上や段差発生部上の耐水圧性については、3.6.1 で述べた接合部の水密性実験において、漏水の原因はすべて一枚 GM 部分での破断であったことから、その結果を示した Table 3.18 のとおりである。すなわち、厚さ 1.5mm の HDPE 系 GM は、S-40 基盤上の昇圧負荷条件では、最低でも 1.5MPa 程度の耐水圧性があり、EPDM 系 GM や TPE 系 GM の同じ厚さの GM に比較して、3～5 倍程度大きい。ただし、繰り返し負荷を受けると、0.9MPa でも破断することがある。また、段差 20mm 上でも、昇圧負荷条件では 2.9MPa 以上の耐水圧性を有するが、0.9MPa の繰り返し負荷 12 回を行った後、その水圧状態で継続負荷すると、7 日目にピンホールを生じたケースが観察されている。基盤凸部で降伏点以上の伸び率に局部的に伸ばされた部分が存在すると、GM 自体の  $E_B$  は 1,000%程度と非常に大きいといえども、降伏点以降は極僅かな応力の増加によって容易に伸ばされるため、破断（ピンホール）に至るものと考えられる。

この HDPE 系 GM の耐水圧性を向上させる手段として、GM と基盤の間に適切な目付量の不織布を挿入する効果が大きい。Table 3.18 に示した水圧負荷後の不織布の破損状況を考慮して、目付量 800g/m<sup>2</sup> の不織布を挿入した耐水圧実験結果は、Table 4.7 のとおりであり、いずれのケースも漏水は観測されていない。なお、試験条件は、3.6.1 の水密性実験と同様である。

Table 4.7 HDPE 系 GM の耐水圧性実験結果

ケース No.	負荷ハターン	供試体形状	基盤材	段差 (垂直)	供試体 No.	漏水有無	最高水圧(MPa)
1	昇圧負荷	一枚 GM	S-40 + 不織布	—	A,B,C	無し	2.9
2	繰返負荷	一枚 GM	合板 + 不織布	20mm	A,B,C	無し	0.9

4.2.5 AS パネルの碎石上での耐水圧実験

3.6.3 で述べた AS パネル接合部の水密性実験と同様の実験方法で、基盤条件を C-40、S-20、S-40 の 3 種の碎石に変化させ、厚さ 10mm の AS パネルの耐水圧実験を行った。Table 4.8 に、実験結果を示す。

Table 4.8 AS パネルの耐水圧性実験結果

ケース No.	負荷パターン	基盤材	供試体 No.	最高水圧(MPa)	漏水確認時刻
1	昇圧負荷	C-40	A, B, C	2.9	
2	昇圧負荷	S-20	A, B, C	2.9	
3	昇圧負荷	S-40	A, C B	0.9 0.9	負荷後 11min 後 負荷後 156min 後

S-40 を基盤材とした実験終了後の供試体観察においては、AS パネルに明確な破断箇所は見られない。AS パネル表面は、S-40 の起伏に順応している。AS パネル背面では、S-40 の凹部にアスファルトが密着して貫入している。従って、この漏水は、AS パネルの破断によって生じたものではなく、アスファルトの凹部空隙への貫入に伴い局部的に薄くなった部分からの透水によるものと思われる。

### 4.3 基盤局部凹部における GM の局部引張破断モデル

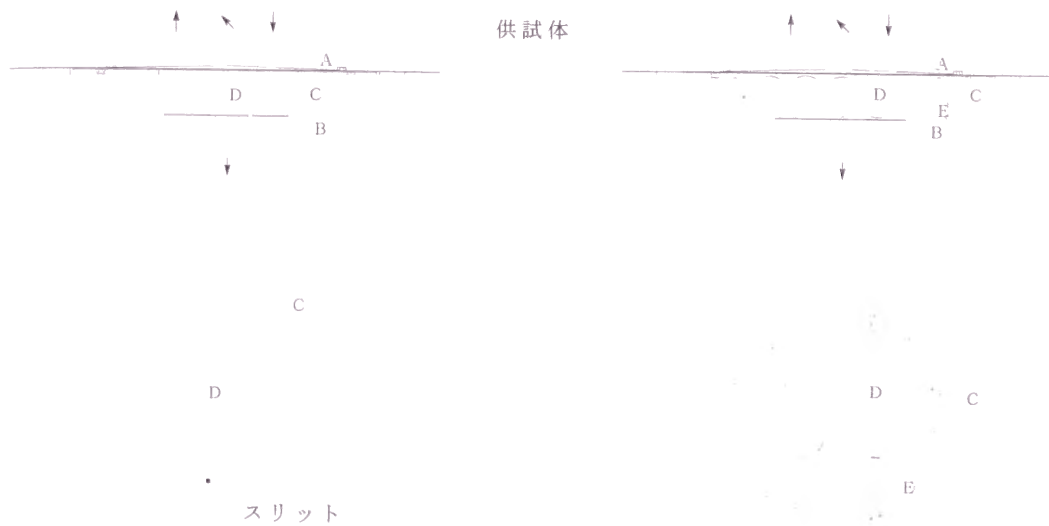
#### 4.3.1 モデル基盤実験と既往の考察モデル

前節で述べた碎石上に敷設した EPDM 系 GM の耐水圧実験と合わせて、造構第二研究室では小型圧力容器を用いて、Fig. 4.8 に示す溝（スリット）及び球（鋼球）モデル基盤上に敷設した EPDM 系 GM の耐水圧実験を行っている。Table 4.9 は、Fig. 3.35 に示した昇圧パターンで行われた、所定の溝幅及び所定の粒径の上に敷設された GM 耐水圧実験結果の一部である。実験は、スリットまたは鋼球の上に敷設された厚さ 1, 1.5, 2mm の GM が破断に至るまで、あるいは試験器の耐水圧性能上限である 2.9MPa まで、300kPa を初

Table 4.9 耐水圧実験結果

スリット幅 (mm)	GM 厚さ(mm)			鋼球 径 ( $\phi$ mm)	GM 厚さ(mm)		
	1	1.5	2		1	1.5	2
12	0.7	0.9	1.25	43	0.9	1.7	2.03
10	0.9	0.9	1.5	40	0.9	1.77	2.23
8	0.9	1.35	1.65	35	0.9	1.9	2.3
6	1	1.75	2.45	30	1.03	2.03	2.43
5	1.3	2	2.65	25	1.57	2.3	2.83
4	1.65	2.4	2.9 以上	20	2.1	2.9 以上	2.9 以上
3	2.1	2.75	2.9 以上	12	2.5	2.9 以上	2.9 以上
2	2.9	2.9 以上	2.9 以上	10	2.9 以上	2.9 以上	2.9 以上
				8	2.9 以上	2.9 以上	2.9 以上

単位：MPa



A: 上板	外径φ250mm, 厚さ14mm, 鋼製	C: 外容器	外径φ250mm, 内径φ150mm, 厚さ25mm, 鋼製
B: 底板	外径φ250mm, 厚さ14mm, 鋼製	D: 鋼球	球径φ43, 40, 35, 30, 25, 20, 12, 10, 8mm
C: 外容器	外径φ200mm, 内径φ100mm, 厚さ30mm, 透明アクリル製	E: 砂	
D: 内容器	外径(可変), 厚さ30mm, 鋼製		

Fig. 4. 8 試作耐水圧試験器による耐水圧試験法の概要

期水圧として、20 分間隔で 200kPa ずつ段階的に昇圧して、GM の耐水圧強さを求めている。ただし、初期水圧 300kPa の段階では 16 時間、900kPa の段階では約 24 時間の継続水圧負荷時間がおかれている。

実験結果から特徴的にいえることは、900kPa の継続水圧負荷時間中に破断を生じているケースが目につくことである。なお、本実験ケースに用いられた供試体 GM の JIS K 6301 準じて行われた引張試験結果は、いずれの厚さの GM も、 $T_b$  は約 10MPa、 $E_b$  は約 520% である。

さて、こうした空隙凹部で GM が引張破断を起こす現象について、S.Timoshenko の内圧を受ける薄肉容器の理論（片山・北畠訳，1955）を応用したモデルによって説明しようとした試みの中島ら（1987）によってなされている。次式は、Fig. 4.9 の状況を想定して導き出されたモデル式である。

$$\sigma d = p L/2 = \sigma_h d_h + p \alpha I \quad \dots\dots\dots(4.1)$$

ここに、 $\sigma$ ：半円形部分の GM の引張応力、 $\sigma_h$ ：壁に接している部分の GM の引張応力、 $d$ ：半円形部分の GM の厚さ、 $d_h$ ：壁に接している部分の GM の厚さ、 $L/2$ ：半円形部分

の半径,  $L$  : 溝幅,  $p$  : 内圧,  $I$  : 壁に接している長さ,  $\alpha$  : GM と壁の摩擦係数 である.

このモデル式から、『① GM の耐圧強さは溝幅に反比例する, ② GM が溝の中に貫入する深さは摩擦係数が小さいほど大きい, ③実験によって得られた耐水圧を用いて試算すると壁に接している部分の GM に発生している張力は半円形部に比して著しく小さく, これが半円形部分のみが局部的に伸びることにより破断に至る理由と考えられる.』としている. すなわち, この破断現象は, 溝近傍部分の GM は水圧による基

盤との摩擦力により移動を拘束されることから, 溝幅の直上に位置する GM 部分のみが溝の中に貫入し, 貫入した GM も溝壁に接した部分は摩擦力に応じて伸びを拘束されるため, 底部半円形部分が局部的に伸ばされることによって生じる結果であると説明している.

しかしながら, 筆者が行った多くの GM 耐水圧実験では, その GM の  $E_b$  から試算して, 凹部の深さがかなり浅いにも拘わらず, 破断を起こす事例がみられた. 前節に示したポラスコンクリート基盤上における耐水圧実験結果もその一例である. 実験後の観察では, 破断を生じた箇所は, 空隙に貫入した部分の中でも, 特に薄くなっていることが確認できた. 従って, 空隙部の凹部で GM が引張破断を起こす現象は, さらに詳細には次のように説明するのが妥当である可能性が高いと考えられる. すなわち, GM は水圧が上昇するにつれ空隙の底に向かって順次伸びながら変形するが, 空隙に貫入し空隙壁に接した部分については, 接した直後以降は壁との摩擦力により変形が拘束され, 未だ壁に接しない部分が, その後の伸びの多くを担うこととなる. 換言すれば, 空隙に貫入した GM 部分においては, その伸びる領域が順次縮減することにより伸びが加速される箇所が出現し, ごく特定箇所が破断に至る伸び率に達するものと考えられる. こうした伸びに関する現象を説明できる理論モデルを, 内圧を受ける薄肉容器の理論を応用したモデルのような応力に関する現象を説明する理論モデルと合わせて構築することが, 局部凹部における引張破断現象を解明するためには必要であると考えられる. 次項において, その理論モデルの構築を試みる.

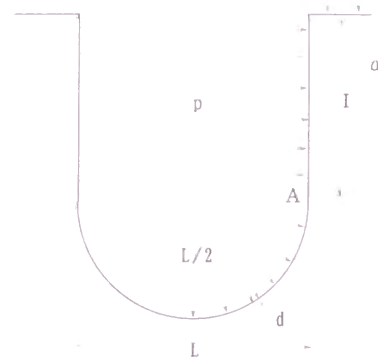


Fig. 4.9 内圧を受ける薄肉容器の  
理論を応用したモデル

4.3.2 二次元・三次元局部引張破断理論モデル

(1) 伸びる領域が順次縮減するモデル

1) 一次元順次縮減モデル

Fig. 4.10 は、GM が引張されていく際、ある一定長さ以上の端部は伸びた段階で伸びを拘束され、次の引張段階では伸びに貢献しない場合を想定したモデルを模式的に表したものである。

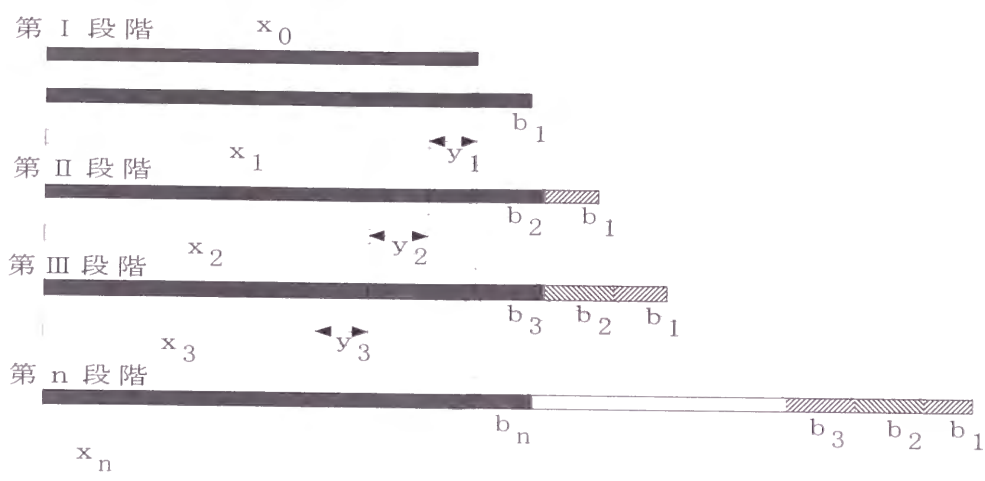


Fig. 4. 10 一次元引張領域順次縮減モデル模式図

① 第 I 段階

$x_0$  の長さの GM が引張された結果、 $b_1$  だけ伸びたものとする。その引張状態で、長さ  $x_0$  を越える  $b_1$  の長さの端部だけをその長さで固定し、以降の引張段階では  $b_1$  部分は伸びに貢献しないものとする。従って、もし引張力が解放されると、GM は元の状態に戻るが、伸びに貢献する部分は  $y_1$  だけ短くなり  $x_1$  となっていることになる。

ここで、 $x_0 \cdot b_1 = x_1 \cdot y_1$ 、また、 $x_1 = x_0 - y_1$  であるから、

$$y_1 = \frac{x_0 b_1}{x_0 + b_1} \dots\dots\dots (4.2)$$

一方、この引張段階での伸び率を  $r_1$  とすると、 $b_1 = x_0 r_1$  であるから、(4.2) 式は、

$$y_1 = \frac{r_1}{1 + r_1} x_0 \dots\dots\dots (4.3)$$

と表せる。また、



$$x_1 = \frac{1}{1+r_1}x_0, \quad r_1 = \frac{b_1}{x_0} \dots\dots\dots (4.4)$$

である.

② 第Ⅱ段階

次に、伸びる部分の長さが  $x_1$  になった GM において、 $x_1$  部分のみを、 $x_0$  より  $b_2$  長くなるまで引張して、第Ⅰ段階と同様に、 $b_2$  の長さの端部だけをその長さで固定するものとする．ここで、 $x_0:b_2 = x_2:y_2$ 、また、 $x_2 = x_1 - y_2$  であるから、

$$y_2 = \frac{x_1 b_2}{x_0 + b_2} \dots\dots\dots (4.5)$$

方、この段階での伸び率を  $r_2$  とすると、 $b_2 = x_1 r_2 - y_1$  である．この関係式と(4.3)、(4.4)の関係式を利用すると、(4.5)式は、

$$y_2 = \frac{(r_2 - r_1)}{(1+r_1)(1+r_2)} x_0$$

と表せる．また、

$$x_2 = \frac{1}{1+r_2} x_0, \quad r_2 = \frac{b_1}{x_0} + \frac{b_2}{x_0} \left( 1 + \frac{b_1}{x_0} \right)$$

である．

③ 第Ⅲ段階

同様にして、 $y_3, x_3, r_3$  を導出すると、

$$y_3 = \frac{(r_3 - r_2)}{(1+r_2)(1+r_3)} x_0, \quad x_3 = \frac{1}{1+r_3} x_0, \quad r_3 = \frac{b_1}{x_0} + \frac{b_2}{x_0} \left( 1 + \frac{b_1}{x_0} \right) + \frac{b_3}{x_0} \left( 1 + \frac{b_1}{x_0} \right) \left( 1 + \frac{b_2}{x_0} \right)$$

となる．

④ 第  $n$  段階

同様に、 $y_n, x_n, r_n$  を導出すると、

$$y_n = \frac{(r_n - r_{n-1})}{(1+r_{n-1})(1+r_n)} x_0 \dots\dots\dots (4.6)$$

$$x_n = \frac{1}{1+r_n} x_0 \quad \dots\dots\dots (4.7)$$

$$r_n = \frac{b_1}{x_0} + \dots + \frac{b_n}{x_0} \left(1 + \frac{b_1}{x_0}\right) \left(1 + \frac{b_2}{x_0}\right) \dots \left(1 + \frac{b_{n-1}}{x_0}\right) \quad \dots\dots\dots (4.8)$$

となる．ここで， $b_1 = b_2 = b_3 = \dots = b_n = b$ ， $r = b/x_0$  とすると，(4.8)式は，次のように表せる．

$$r_n = (1+r)^n - 1 \quad \dots\dots\dots (4.9)$$

すなわち，一定長さ以上の端部は伸びた段階で伸びを拘束され伸びる領域が順次縮減する場合には，伸びに貢献する部分の伸び率は， $1+r$ に近い加速度で大きくなる．

## 2) 二次元順次縮減モデル

Fig. 4.11 は，円形の GM を全方向（二次元）に引張した際，円のある一定幅の外周は伸びた段階で伸びを拘束され，次の引張段階では伸びに貢献しない場合を想定したモデルを模式的に表したものである．

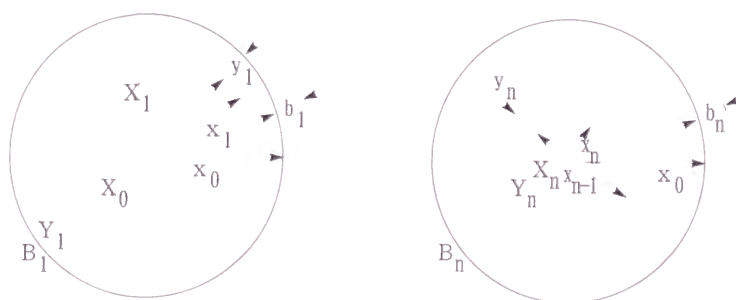


Fig. 4.11 二次元順次縮減モデル模式図

第 I 段階で，半径  $x_0$ ，面積  $X_0$  の円形の GM を二次元に引張した結果，半径が  $b_1$ ，面積が  $B_1$  だけ，伸びて大きくなったものとする．その引張状態で元の半径  $x_0$  を越える幅  $b_1$  の外周だけをその引張状態で固定し，以降の引張段階では幅  $b_1$  の外周部分は伸びには貢献しないものとする．従って，もし引張力を解放すると，元の状態に戻るが，伸びに貢献する部分は，幅  $y_1$ ，面積  $Y_1$  だけ小さくなり，半径  $x_1$ ，面積  $X_1$  となっていることになる．

この段階の GM の一次元伸び率を  $r_1$  とすると， $r_1 = \frac{b_1}{x_0}$ ， $x_1 = \frac{1}{1+r_1} x_0$ ， $y_1 = \frac{r_1}{1+r_1} x_0$  であり，

GM の二次元伸び率  ${}_2r_1$  は， ${}_2r_1 = B_1/X_0 = 2r_1 + r_1^2$  と表せる．

また， $X_1 = \frac{1}{(1+r_1)^2} x_0^2 \pi$ ， $Y_1 = \frac{2r_1 + r_1^2}{(1+r_1)^2} x_0^2 \pi$  である．

第Ⅱ段階では、伸びる部分の面積が  $X_1$  になった GM において、 $X_1$  部分を、半径  $x_0$  より  $b_2$  の外周幅だけ大きくなるように引張して、第Ⅰ段階と同様に、 $b_2$  の外周幅部分を固定する。このように、順次引張していくこととして、 $b_1=b_2=b_3=\cdots=b_n=b$ 、 $r=b/x_0$  とすると、第  $n$  段階での二次元伸び率  ${}_2r_n$  は、

$${}_2r_n = (2r + r^2)(1+r)^{2(n-1)} \cdots \cdots \cdots (4.10)$$

と表せる。また、

$$X_n = \frac{1}{(1+r)^{2n}} x_0^2 \pi, \quad Y_n = \frac{2r + r^2}{(1+r)^2} x_0^2 \pi \cdots \cdots \cdots (4.11)$$

である。

すなわち、一定の外周幅は伸びた段階で伸びを拘束され伸びる領域が順次縮減する場合には、伸びに貢献する面積の伸び率は、 $(1+r)^2$  の加速度で大きくなる。

(2) 二次元局部引張破断理論モデル

一定の幅を持つ溝の上に敷設された GM が水圧を受けると、溝の直上の凹部に位置する部分のみが局所的に伸ばされる現象について、想定される以下のケース毎に、GM に発生するひずみ量と応力の大きさをモデルによって検討し、二次元引張破断を起こす条件を求める。

1) ひずみの計算

①  $\delta < L/2$  の時

GM は、Fig.4.12 に示すように、円弧状 (弓形) に変形するものと仮定する。

$$R = Z + \delta, \quad R^2 = Z^2 + (L/2)^2 \cdots \cdots (4.12)$$

$$\therefore Z = \frac{L^2 - 4\delta^2}{8\delta} \cdots \cdots \cdots (4.13)$$

従って、

$$R = \frac{L^2 + 4\delta^2}{8\delta} \cdots \cdots \cdots (4.14)$$

中心角  $\theta$  (ラジアン) と (4.13) 式から、

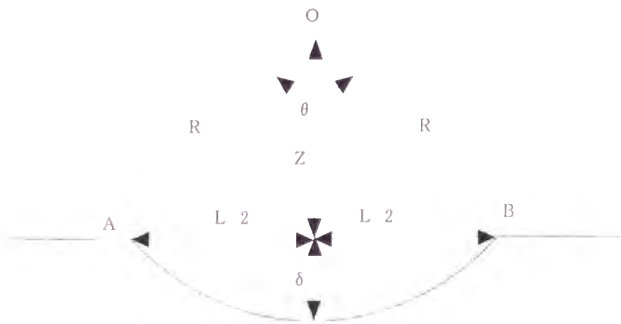


Fig. 4. 12 溝上の GM の変形

$$\tan(\theta/2) = \frac{L/2}{Z} = \left(\frac{L}{2}\right) \left( \frac{8\delta}{L^2 - 4\delta^2} \right) = \frac{4L\delta}{L^2 - 4\delta^2} \quad \therefore \theta = 2 \arctan \frac{4L\delta}{L^2 - 4\delta^2} \quad \dots\dots\dots (4.15)$$

また、弧  $AB$  を  $\overline{AB}$  と表示すると、

$$\overline{AB} = R\theta \quad \dots\dots\dots (4.16)$$

$$\varepsilon = \frac{\overline{AB} - L}{L} = \frac{R\theta}{L} - 1, \text{ 求めるひずみの値} \quad \dots\dots\dots (4.17)$$

②  $\delta \geq L/2$  の時

GM は、Fig. 4.13 に示すように、半円形の底を保持しつつ、溝の下方に向かって順次伸びながら変形するものと仮定する。その際、溝の壁に接する部分については、接した直後以降はさらに伸ばされることはなく、接する直前の伸びの状態が保持されるものとする。従って、その後の半円形部分の GM の伸びは、未だ溝の壁に接していない部分のみが担うものとする。

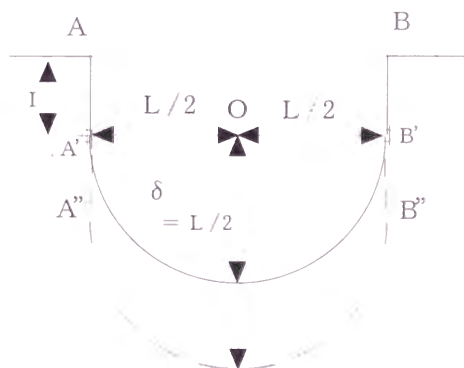


Fig. 4.13 溝の中への貫入状況

このような仮定のもとでは、4.3.2 (1) 1)

の計算結果を利用することができる。すなわち、伸びの第  $n$  段階におけるひずみの計算は、次のようになる。ここで、 $x_n$  は、伸びの第  $n$  段階における半円形部分に相当する部分のオリジナル（溝に GM が貫入する前の）段階の長さであり、 $b/2$  は、1 ステップ毎の溝への貫入深さである。

$$\overline{A'B'} = \pi L/2 \quad \dots\dots\dots (4.18)$$

$$x_n = \frac{1}{1+r_n} L, \quad r_n = \left(1 + \frac{b}{L}\right)^n - 1 \quad \dots\dots\dots (4.19)$$

$$\varepsilon_n = (\pi L/2) / x_n - 1, \quad \dots\dots\dots (4.20)$$

$$I = nb/2 \quad \dots\dots\dots (4.21)$$

さらに、1 ステップ毎の水圧負荷の増分が極微量で連続的になされる場合には、 $b \rightarrow 0$ 、 $n \rightarrow \infty$  となり、(4.19)式と(4.21)式の関係から、(4.20)式は次のように表現される。

$$\varepsilon = \frac{\pi}{2} e^{\frac{2I}{L}} - 1, \text{ 求めるひずみの値} \quad \dots\dots\dots (4.22)$$

2) 応力の計算

①  $\delta < L/2$  の時

Fig. 4.14 において、単位奥行き幅当たりの、弓形の端部、点 A 及び B における鉛直方向の力の釣り合いを考える。

$$Lp = 2d\sigma \sin(\theta/2) \dots\dots\dots (4.23)$$

ここに、 $p$ ：水圧、 $d$ ：引張された GM の厚さ、 $\sigma$ ：GM の引張応力

ここで、 $L = 2R \sin(\theta/2)$  であるから、

$$Rp = d\sigma \dots\dots\dots (4.24)$$

$$\therefore \sigma = \frac{Rp}{d}, \text{ 求める応力の値} \dots\dots\dots (4.25)$$

②  $\delta \geq L/2$  の時

Fig. 4.13 において、単位奥行き幅当たりの、半円形の端部、すなわち半円と壁との接点 A' 及び B' における鉛直方向の力の釣り合いを考える。接点においては、水圧による荷重と水圧により発生する半円形部分の GM の引張力が釣り合う。すなわち、水圧による荷重： $(L/2)p$ 、GM に発生する引張力： $d\sigma$  であるから、

$$(L/2)p = d\sigma \dots\dots\dots (4.26)$$

$$\sigma = \frac{(L/2)p}{d}, \text{ 求める応力の値} \dots\dots\dots (4.27)$$

(3) 三次元局部引張破断理論モデル

一定の大きさを持つ空隙の上に敷設された GM が水圧を受けると、空隙の直上の凹部に位置する部分のみが局部的に伸ばされる現象について、想定される以下のケース毎に、GM に発生するひずみ量と応力の大きさをモデルにより検討し、三次元引張破断を起こす条件を求める。

1) ひずみの計算

①  $\delta < L/2$  の時

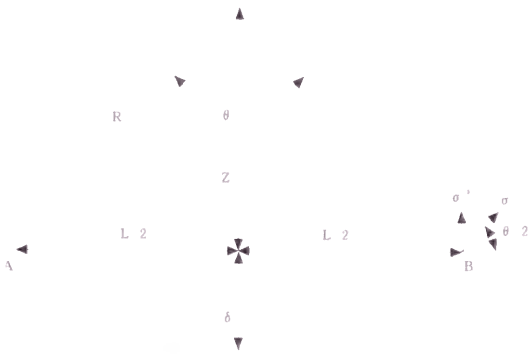


Fig. 4. 14 溝上の GM の力の釣り合い



GM は、Fig. 4.15 に示すように球冠状に変形するものと仮定する。その表面積は球の一部（球冠）の側面積であることから、円形であった GM のひずみの値は次式となる。

$$\varepsilon = \frac{2\pi R\delta}{\pi(L/2)^2} - 1 = \frac{8R\delta}{L^2} - 1,$$

求めるひずみの値 ……(4.28)

②  $\delta \geq L/2$  の時

GM は、半球の底を保持しつつ、円筒状の空隙の下方に向かって順次伸びながら変形するものと仮定する。その際、空隙の壁に接する円周部分は、接した直後以降はさらに伸ばされることはなく、接する直前の伸びの状態が保持されるものとする。このような仮定のもとでは、4.3.2 (1) 2) の計算結果を利用できる。すなわち、第  $n$  段階における半球部分のひずみの計算は、次のようになる。ここで、 $X_n$  は、伸びの第  $n$  段階における半球部分のオリジナル段階の面積であり、 $b$  は、1 ステップ毎の空隙への貫入深さである。また、 $L$  は空隙の直径、 $r$  は  $b/(L/2)$  である。

$$X_n = \frac{1}{(1+r)^{2n}} (L/2)^2 \pi \dots\dots\dots (4.29)$$

$$\varepsilon_n = \frac{2(L/2)^2 \pi}{X_n} - 1 = 2(1+r)^{2n} - 1 \dots\dots\dots (4.30)$$

$$I = nb \dots\dots\dots (4.31)$$

さらに、 $b \rightarrow 0$ 、 $n \rightarrow \infty$  とすると、(4.29)式と(4.31)式の関係から、(4.30)式は次のように表現される。

$$\varepsilon_n = 2e^{\frac{4I}{L}} - 1 \quad , \text{求めるひずみの値} \dots\dots\dots (4.32)$$

2) 応力の計算

①  $\delta < L/2$  の時

Fig. 4.15 に示したように、表面積  $S$  は、球の一部（球冠の側面積）であると仮定する。

$$S = 2\pi R \cdot \delta = 2\pi \frac{L^2 + 4\delta^2}{8\delta} \delta = \frac{\pi}{4} (L^2 + 4\delta^2) \dots\dots\dots (4.33)$$

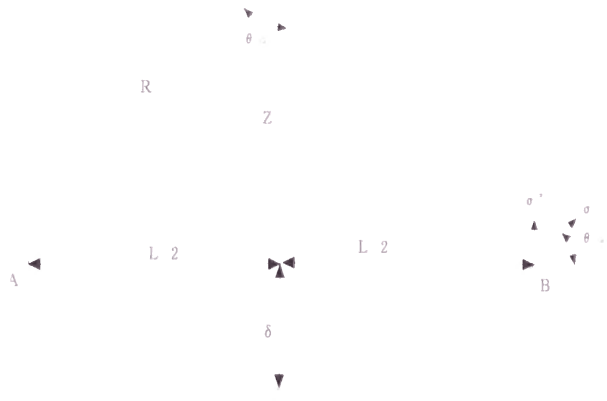


Fig. 4.15 空隙上の GM の変形と力の釣り合い

鉛直方向に力の和をとると,

$$Sp = C\sigma'd \qquad \qquad \qquad \dots\dots\dots (4.34)$$

ここで、 $S$  : GM の表面積， $p$  : 水圧， $C$  : 円周， $\sigma'$  : GM 引張応力の鉛直成分，  
 $d$  : 引張された GM の厚さ

従つて， $\frac{\pi}{4}(L^2 + 4\delta^2)p = \pi L\sigma'd$

$$\sigma' = \frac{p(L^2 + 4\delta^2)}{4Ld} \qquad \qquad \qquad \dots\dots\dots (4.35)$$

一方， $\sigma' = \sigma \sin(\theta/2)$

$$\therefore \sigma = \frac{(L^2 + 4\delta^2)p}{4Ld \sin(\theta/2)}, \text{ 求める応力の値} \qquad \qquad \qquad \dots\dots\dots (4.36)$$

②  $\delta \geq L/2$  の時

(4.36)式において， $\delta = L/2$ ， $\theta/2 = \pi/2$ であるから，

$$\sigma = \frac{(L/2)p}{d}, \text{ 求める応力の値} \qquad \qquad \qquad \dots\dots\dots (4.37)$$

4.3.3 局部引張破断理論モデルの解による実験結果の検討

二次元・三次元局部引張破断理論モデルの解を整理すると Table 4.10 のとおりである。

Table 4.10 引張破断理論モデルの計算結果

		$\delta < L/2$ の時		$\delta \geq L/2$ の時	
二次元	ひずみ	(4.17)	$\frac{R\theta}{L} - 1$	(4.22)	$\frac{\pi}{2}e^{\frac{2I}{L}} - 1$
	応力	(4.25)	$\frac{Rp}{d}$	(4.27)	$\frac{(L/2)p}{d}$
三次元	ひずみ	(4.28)	$\frac{8R\delta}{L^2} - 1$	(4.32)	$2e^{\frac{4I}{L}} - 1$
	応力	(4.36)	$\frac{(L^2 + 4\delta^2)p}{4Ld \sin(\theta/2)}$	(4.37)	$\frac{(L/2)p}{d}$

(1) 溝モデル（スリット）実験結果の検討

二次元引張における  $\delta \geq L/2$  の時の解(4.22)及び(4.27)を用いて、Table 4.9 に示したスリット上の実験結果について、スリットへの破断時の貫入深  $I+(L/2)$ ，貫入底半円形部分の破断時引張応力  $\sigma$  を試算してみると、Table 4.11 のとおりである．ただし、貫入深は、GM の  $E_B$  を一次元引張試験結果である 520%と仮定して、(4.22)式の値が 5.2 となるとして求めている．また、 $\sigma$  の値は、(4.27)における  $d$  をオリジナル GM の厚さとして求めている．

Table 4.11 実験結果の検討（スリットの場合）

スリット幅 (mm) L	壁に接する 長さ(mm) I	貫入深 (mm) $I+(L/2)$	局部引張破断応力 (MPa)		
			1mm	1.5mm	2mm
12	8.24	14.24	4.20	3.60	3.75
10	6.86	11.86	4.50	3.00	3.75
8	5.49	9.49	3.60	3.60	3.30
6	4.12	7.12	3.00	3.50	3.68
5	3.43	5.93	3.25	3.33	3.31
4	2.75	4.75	3.30	3.20	
3	2.06	3.56	3.15	2.75	
2	1.37	2.37	2.90		

この検討結果より、溝に貫入した GM が溝壁との摩擦力で変形が拘束される場合には、次のことが示唆される．

- a.  $E_B$  が 520%程度ある時、摩擦力による拘束を受けなければ貫入深が溝幅の 2.8 倍程度になるまで計算上破断しないことになるが、摩擦力による拘束を受ける場合は貫入深が溝幅の 1.2 倍程度でも破断に至る可能性がある．
- b. 二次元局部引張を受ける場合の引張強さは、GM の耐水圧性能として評価すると、一次元引張試験結果である  $T_B$  の 1/2 以下になる可能性がある．
- c. Table 4.9 に示したように溝幅が狭いほど耐水圧は大きいが、GM の局部引張破断時に計測される応力（公称応力）は溝幅が狭いほど小さくなる傾向にある．これは、溝幅が狭いほど摩擦力による拘束が強くなることを反映した結果と考えられる．

(2) 粒径モデル（鋼球）実験結果の検討

鋼球を用いた粒径モデルの実験結果については、次のような仮定の下に検討することとする．先ず、貫入深が鋼球の半径となるまでは、鋼球の直上に位置した GM が鋼球面との

摩擦力の影響を受けず、一様に伸ばされながら貫入し、鋼球の上半球に密着するものとする。その後、鋼球間の隙間（3 球で形成される最小空隙部分）を通して鋼球の赤道よりさらに下に貫入していく際には、鋼球に密着していない部分のみ（3 鋼球間に形成された最小空隙直上に位置していた部分のみ）が、鋼球面との摩擦力で拘束を受けながら局部的に引張されていくものとする。また、最小空隙の大きさは、3 つの球が接した際に形成される最小空隙に内接する円の大きさとし、擬似的に鋼球の下半球の空隙はこの円の大きさを持つ円柱とする（この円柱の仮定は、Table 4.12 に計算結果を示すとおり、下半球に貫入する深さが結果的に球の半径の 5% 未満であることから設定した）。

このような仮定の下に、三次元引張における  $\delta \geq L/2$  の時の解(4.32)及び(4.37)式を用いて、Table 4.9 に示した鋼球上での実験結果について、鋼球間空隙への破断時の貫入深  $\phi/2+I+(L/2)$ ，貫入底半円形部分の破断時引張応力  $\sigma$  を試算してみると、Table 4.12 のとおりである。ただし、貫入深は、溝モデルの場合と同様に GM の  $E_B$  を一次元引張試験結果である 520% と仮定して、(4.32)式の値が 3.25（鋼球の赤道以深に貫入する直前の伸び率は既に 91% である）となるとして求めている。また、 $\sigma$  の値は、(4.37)における  $d$  をオリジナル GM の厚さとして求めている。

Table 4.12 実験結果の検討（鋼球の場合）

鋼球直径(mm) $\phi$	空隙内接円直径 (mm) L	赤道以深球壁に 接する長さ(mm) I	貫入深 (mm) $\phi/2+I+(L/2)$	局部引張破断応力 (MPa)		
				1mm	1.5mm	2mm
43	6.7	0.94	25.8	3.0	3.8	3.4
40	6.2	0.88	24.0	2.8	3.7	3.5
35	5.4	0.77	21.0	2.4	3.4	3.1
30	4.7	0.66	18.0	2.4	3.1	2.8
25	3.9	0.55	15.0	3.0	3.0	2.7
20	3.1	0.44	12.0	3.3		
12	1.9	0.26	7.2	2.3		
10	1.6	0.22	6.0			
8	1.2	0.18	4.8			

この結果より、鋼球の空隙に貫入した GM が鋼球壁との摩擦力で変形が拘束される場合には、次のことが示唆される。

- a.  $E_B$  が 520% 程度ある時、貫入深が球の半径の 1.2 倍程度でも破断に至る可能性がある。
- b. 三次元局部引張を受ける場合の引張強さは、GM の耐水圧性能として評価すると、一次元引張試験結果である  $T_B$  の 1/3 程度以下になる可能性がある。

c. Table 4.9 に示したように粒径が小さいほど耐水圧は大きいが、GM の局部引張破断時に計測される応力（公称応力）は粒径が小さいほど小さくなる傾向にある。これは、スリットの場合と同様に、球間の空隙が狭いほど摩擦力による拘束が強くなることを反映した結果と考えられる。

ただし、4.2.1 の試験法で述べたように、実験は最長 44 時間程度を要して徐々に負荷水圧が上げられているので、この試験時間内に生じる GM のクリープ現象の影響を考慮して、試験結果をさらに適正に評価する必要がある。これについて、次項で検討する。

4.4 GM の粘弾性挙動のモデル化

4.4.1 物性値の引張速度依存性

Fig. 4.16 は、農業用貯水池や廃棄物最終処分場の遮水材料として利用されている各種 GM の引張試験結果を示したものである。本図に示した試験結果は、いずれも、試験温度 20℃、供試体厚さ 1.5mm、引張速度 500mm/min の同一条件下で実施したのもので、JIS A 6008 の試験法に準拠して行ったものである。ところが、一般に、貯水池や最終処分場に敷設された GM が引張力を受ける原因となる水圧や土圧等の負荷速度は、極めて緩慢である。農業用貯水池の場合、試験湛水

における水深の増加速度は、1m/day 程度である。従って、水圧や土圧の負荷による GM の破断現象を検討するに際しては、JIS A 6008 の試験法に準拠した引張速度 500mm/min よりもかなり低速度な試験条件下での確認試験結果が必要であり、もし、GM の引張物性値に引張速度依存性が大きいとすれば、その特性を明らかにしておく必要がある。

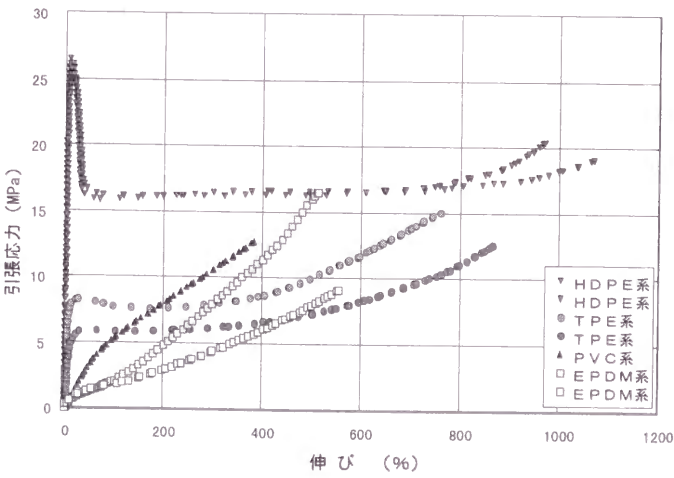


Fig. 4.16 各種土木用 GM の応力ひずみ曲線



そこで、農業用貯水池での表面遮水工法用 GM として使用例の多い EPDM 系 GM を例に、その引張速度の引張物性値、特に、 $T_B$ 、 $E_B$ に与える影響度合いを調べる試験を実施した。試験に使用した EPDM 系 GM は、Fig. 4.16 に示した 2 種の EPDM 系 GM のほぼ中間の引張物性値を持つ GM である。なお、EPDM 系 GM は、製造段階での配合設計によりその弾性率を異にするが、常温においては、応力-ひずみ曲線が引張破断時までほぼ比例的であるゴム状弾性を示す材料である。

Fig. 4.17 は、その試験結果であり、厚さ 1.5mm の EPDM 系 GM を試験温度 20℃の条件下で、JIS による試験法に規定されている引張速度 500mm/min を基準として、500～0.025mm/min と 10 水準に引張速度を変化させた場合の応力-ひずみ曲線である。引張速度が遅くなるにつれて、 $T_B$ 、 $E_B$ は共に小さくなっており、引張速度依存性が大きいことが明らかである。

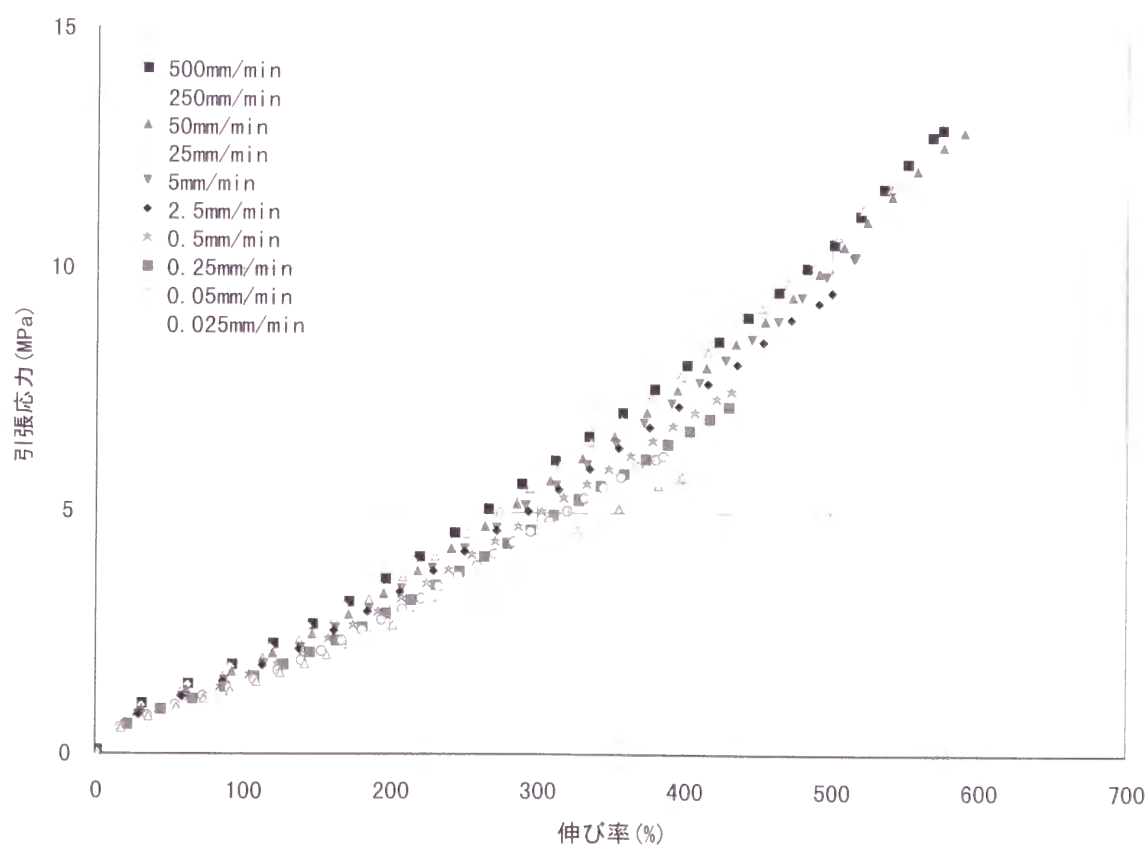


Fig. 4. 17 各種引張速度における EPDM 系 GM の応力-ひずみ曲線

そこで、各引張水準における  $T_B$ 、 $E_B$  を整理してみると、Fig. 4.18、4.19 のとおりである。両物性値共に、引張速度と非常に強い対数相関があることが明らかである。特に、 $T_B$  については、その決定係数が 0.95 であり、まさに引張速度により  $T_B$  が決定されるといえる。

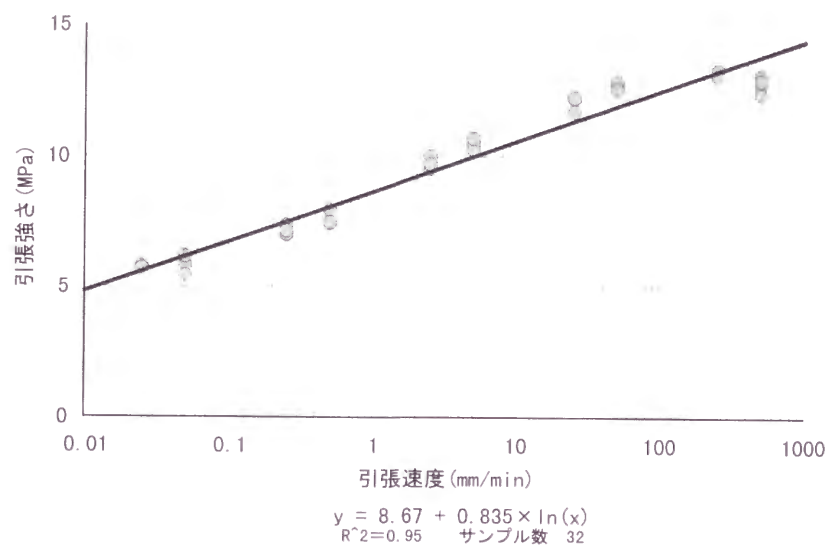


Fig. 4. 18 引張強さの引張速度依存性

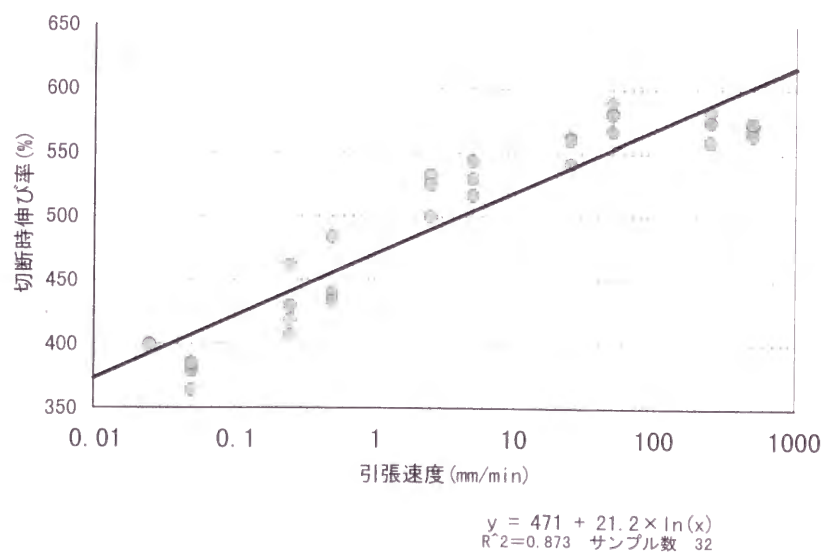


Fig. 4. 19 切断時伸びの引張速度依存性

4.4.2 粘弾性挙動検討モデル

引張速度が EPDM 系 GM の引張物性に影響を及ぼす要因については、EPDM 系 GM が粘弾性変形を生じる材料であることで説明される．この粘弾性挙動は、よく知られた「ばね」と「ピストン」を用いた力学的モデルによって定性的に表すことができる．「ばね」は弾性を表しフックの法則に、「ピストン」はニュートンの粘性法則に従うものとして、次式で表現される．

$\sigma = E\varepsilon$ ，あるいは， $\dot{\varepsilon} = \dot{\sigma}/E$  .....(4.38)

$\sigma = \eta\dot{\varepsilon}$ ，あるいは， $\dot{\varepsilon} = \sigma/\eta$  .....(4.39)

ここで、 $\sigma$ ：応力、 $E$ ：弾性率、 $\varepsilon$ ：ひずみ、 $\eta$ ：粘度、 $\dot{\varepsilon}$ ：変形速度である．  
これらの最も簡単な組み合わせモデルは、「ばね」と「ピストン」の直列組み合わせであるマクスウェルモデルと、並列組み合わせであるフォークトモデルである．

マクスウェルモデルでは、全変形速度は「ばね」の変形速度と「ピストン」の変形速度の和になる．

$\dot{\varepsilon} = (1/E)\dot{\sigma} + \sigma/\eta$  .....(4.40)

従って、一定伸長においては、 $\dot{\varepsilon} = 0$ であるので、(4.40)式から、

$\sigma = \sigma_0 e^{-t/\tau}$  .....(4.41)

となる．ただし、 $\sigma_0$ は $t = 0$ での瞬間応力、 $\tau = \eta/E$ は緩和時間である．すなわち、(4.41)式は、粘弾性体の一定伸長時における応力の時間的減少、つまり応力緩和を示している．

一方、フォークトモデルでは、応力は(4.38)式と(4.39)式の総和となるため、

$\sigma = E\varepsilon + \eta\dot{\varepsilon}$  .....(4.42)

で与えられる．従って、一定応力 $\sigma_0$ を与えた時のひずみの変化、すなわちクリープ現象は、(4.42)式から、

$\varepsilon = (\sigma_0/E)(1 - e^{-t/\tau})$  .....(4.43)

となる．ただし、 $\tau = \eta/E$ は遅延時間である．

ところが、EPDM 系 GM では、応力緩和後も化学結合による網目鎖濃度に対応する応力を残すことから、 $\sigma$ は最終的にゼロとはならず、(4.41)式では EPDM 系 GM の応力緩和現象を表現できていない．また、(4.43)式では、クリープ試験開始時の応力の初期負荷状況を表現できていない．

そこで、こうした挙動を比較的簡単に表現できるといわれるモデルであるマクスウェル・トムソンモデルを導入してみることとする．本モデルは、Fig. 4.20 に示すように、弾

性要素 2 個と粘性要素 1 個とを組み合わせたものである。この場合の系の挙動は、明らかに(4.44)の関係式を満足しなくてはならない。

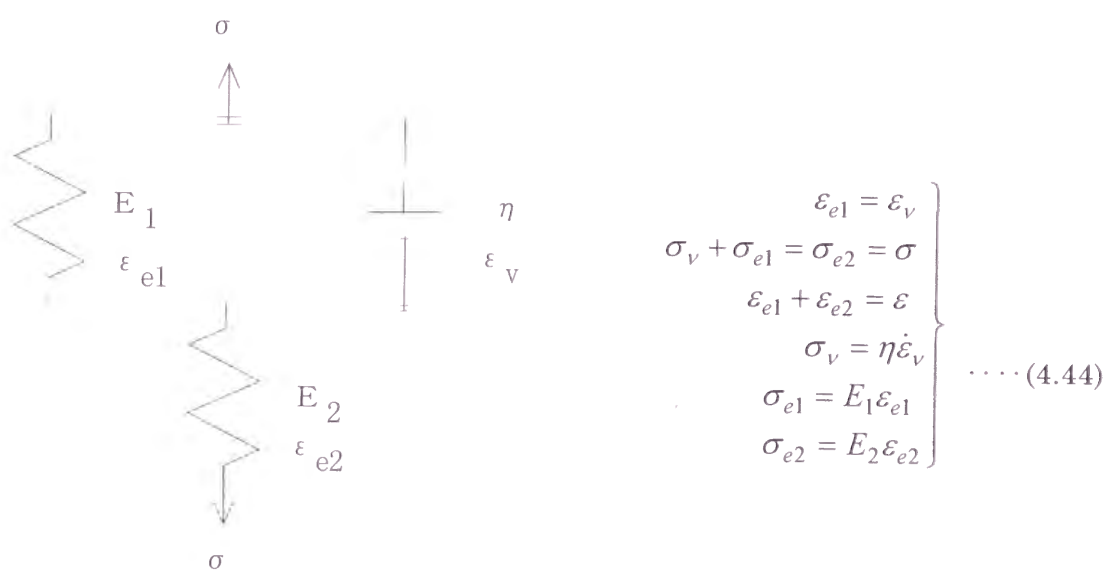


Fig. 4. 20 マックスウェル-トムソンモデル

(4.44)の関係式から、次の方程式が得られる。

$$\sigma + \tau \dot{\sigma} = E \varepsilon + \tau H \dot{\varepsilon} \dots\dots\dots (4.45)$$

ここに、

$$H = E_2, \quad \tau = \eta / (E_1 + E_2), \quad E = E_1 E_2 / (E_1 + E_2) \dots\dots\dots (4.46)$$

であり、パラメータ  $H$  は瞬間弾性率を、 $E$  は永久弾性率を、 $\tau$  は緩和時間、または遅延時間を表す。

1) 一定応力負荷

この場合、(4.45)式において  $\dot{\sigma} = 0$  として解を求めると、

$$\varepsilon = c e^{-E t / H \tau} + \sigma / E \dots\dots\dots (4.47)$$

ここで、初期条件として、粘性要素のひずみがゼロである状態を考えると、(4.44)式から、

$$\varepsilon_v = \varepsilon - \varepsilon_{e2} = \varepsilon - \sigma / H \dots\dots\dots (4.48)$$

$$\varepsilon_v = 0 \text{ の時は, } \varepsilon(0) = \sigma / H \dots\dots\dots (4.49)$$

従って、(4.47)式における積分定数  $c$  は、

$$c = \sigma \left\{ (1/H) - (1/E) \right\} \dots\dots\dots (4.50)$$

であるので、

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \sigma \left( \frac{1}{H} - \frac{1}{E} \right) e^{-Et/H\tau} \dots\dots\dots (4.51)$$

ここで、 $\left\{ (1/H) - (1/E) \right\}$  の値は常に負となることを考慮して(4.51)式を図示すると、Fig.4 21(a)のようになる．本モデルは、粘弾性材料のクリープ現象を表現できるモデルであることがわかる．

## 2) ひずみ一定

この場合は、(4.45)式において $\dot{\varepsilon} = 0$ として、初期応力 $\sigma = \sigma_0$ という条件で解くと、

$$\sigma = E\varepsilon_0 + (\sigma_0 - E\varepsilon_0)e^{-t/\tau} \dots\dots\dots (4.52)$$

(4.52)式において、 $t \rightarrow \infty$ の時、 $\sigma$ は $E\varepsilon_0$ に近づく．Fig.4. 21(b)に示すように、EPDM 系 GM の応力緩和現象が表現できている．

なお、以上の式の導出は、モスコー化学機械大学教授の Stepanov Ruben Dmitriewitch 博士の講演予定の草稿（佐藤訳，1970）によった．

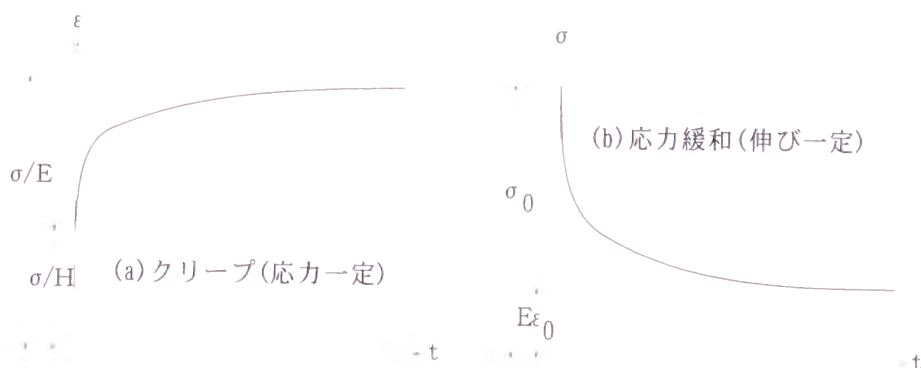


Fig. 4. 21 EPDM 系 GM の応力緩和・クリープ模式図

### 4.4.3 EPDM 系 GM におけるモデルの適合性

Fig. 4.22, Fig. 4.23 は、引張速度依存性試験に使用した EPDM 系 GM を用いて、クリープ試験，応力緩和試験を行った結果を、(4.51)，(4.52)のモデル式に当てはめた場合の解析結果と併せて示したものである．



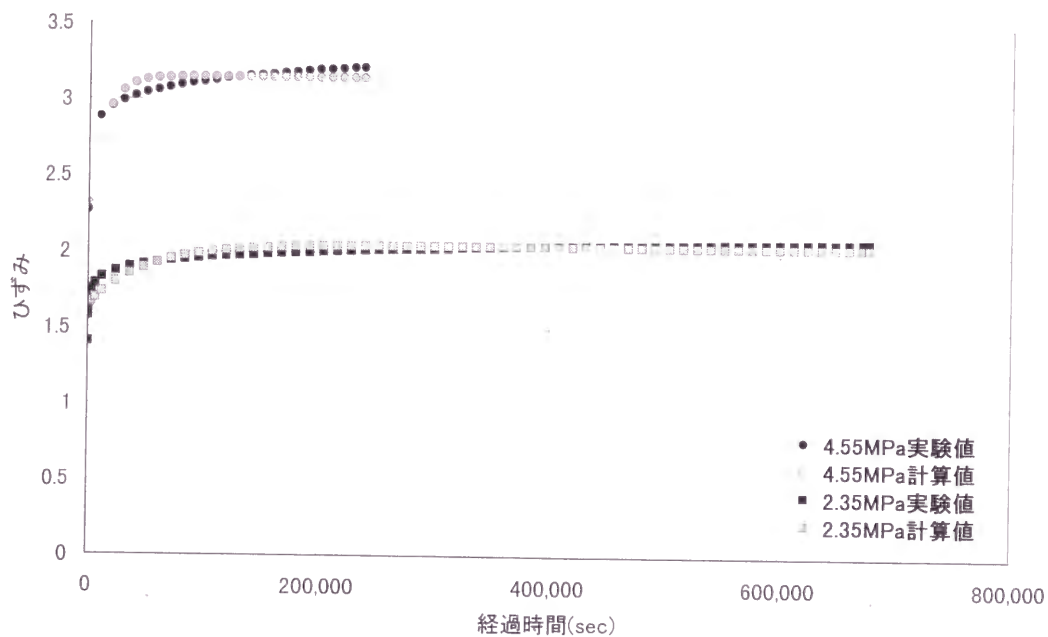


Fig. 4. 22 クリープ試験結果

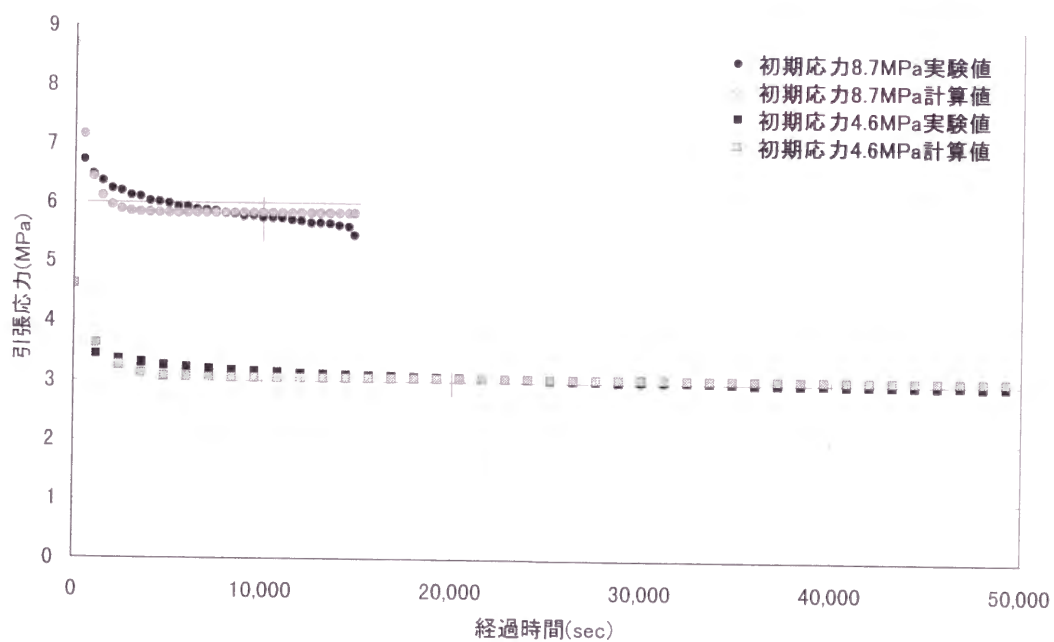


Fig. 4. 23 応力緩和試験結果（試験初期）

クリープ試験は，初期ひずみが， $E_B$ （570%）の 25%，40%程度になることを目標に，応力を，2.35MPa（初期ひずみ：1.41），4.55MPa（初期ひずみ：2.27）とし，7日間継続

した．なお，応力 4.55MPa のケースでは，試験開始 66.3 時間後に，ひずみ 3.22 の段階で破断に至っている．応力緩和試験は，初期応力が， $T_B$  (13MPa) の 2/3, 1/3 程度となることを目標に，初期応力を 8.7MPa, 4.6MPa とし，7 日間継続した．応力緩和試験の場合も，初期応力 8.7MPa のケースは，試験開始 4.1 時間後に破断している．

実験値と解析値を比較すると，(4.51)式のクリープモデル式は，ごく初期を除けば，EPDM 系 GM のクリープ現象を表現するに妥当なモデル式であるといえる．また，(4.52)の応力緩和モデル式も，試験途上で破断に至るような応力の大きい場合や試験初期では，その適合性が落ちるものの，応力緩和現象を説明する上においては概ね妥当なモデル式であるといえる．両試験から得られた EPDM 系 GM の各パラメータは，Table 4.13 に示すとおりである．なお， $\sigma_e$ ， $\varepsilon_e$ は，試験終了時の応力，ひずみである．

Table 4.13 EPDM 系 GM の各パラメータ

	条件	$\sigma_0$ MPa	$\varepsilon_0$	$\sigma_e$ MPa	$\varepsilon_e$	E MPa	H MPa	$\tau$ sec	備考
クリープ試験	応力2.35MPa	2.35	1.41		2.09	1.13	1.28	129,600	
	応力4.55MPa	4.55	2.27		3.22	1.42	1.63	46,400	破断
応力緩和試験	初期4.6MPa	4.63	2.59	2.67		1.07		3,910	
	初期8.7MPa	8.70	5.06	5.46		1.16		510	破断

一方，クリープ試験や応力緩和試験における破断に至ったケースを見てみると，クリープ試験においては，JIS で規定された方法により求めた  $T_B$  である 13MPa の 1/3 である初期応力条件 4.55MPa であっても試験開始 66.3 時間後に，ひずみ 3.22 の段階で破断に至っている．応力緩和試験においては，引張応力が漸次減少しているにも拘わらず，試験開始 4.1 時間後に引張応力 5.46MPa で破断している．さらに前項で示したように，低速度引張においては，引張速度 0.5mm/min 以下の速度では 7MPa 以下の引張応力で全て破断している．特に，引張速度が 0.025mm/min になると， $T_B$  や  $E_B$  がクリープ試験や応力緩和試験の結果に近くなっている．このことは，ある低速度で徐々に引張を受け続ける場合には，クリープ現象や応力緩和が同時に進行することを意味していると考えられる．その引張速度が大きい場合には，その両者の影響は小さいが，引張速度が緩慢な場合には，クリープ現象や応力緩和が大きくなり，その影響が無視できないということを意味している．従って，土木用遮水材として使用されている EPDM 系 GM の場合には，地震時など急激な引張力を受ける場合の検討に際しては，JIS で規定された引張速度に基づく試験結果をもと

にその安全性を評価することが妥当であるが，貯水圧等による緩慢な引張力を受ける場合の安全性評価は，クリープ現象や応力緩和の影響も含めて計測できる引張速度で試験を実施した結果に基づくべきであるといえる。

#### 4.4.4 引張速度一定の時の引張物性値

(4.45)式のマックスウェル-トムソンモデルの方程式において，いま  $\varepsilon = \omega t$  とおくと，方程式は次のように書き直せる（佐藤訳，1970）．ここに， $\omega$  は一定引張速度  $\dot{\varepsilon} = \omega = const$  である．

$$\sigma + \tau \dot{\sigma} = E \omega t + H \tau \omega \tag{4.53}$$

これを初期応力  $\sigma_0$  という条件で解くと，

$$\sigma = E \omega t + \sigma_0 e^{-t/\tau} + \tau (H - E) (1 - e^{-t/\tau}) \omega \tag{4.54}$$

となる．自然的初期条件の時は  $\sigma_0 = 0$  とおけるから，

$$\sigma = E \omega t + \tau (H - E) (1 - e^{-t/\tau}) \omega \tag{4.55}$$

である．

この(4.55)式に Fig. 4.17 に示した各引張速度水準での試験結果を当てはめ，それぞれの水準における各パラメータを求めてみると，Fig. 4.24 ～4.26 のとおりである．

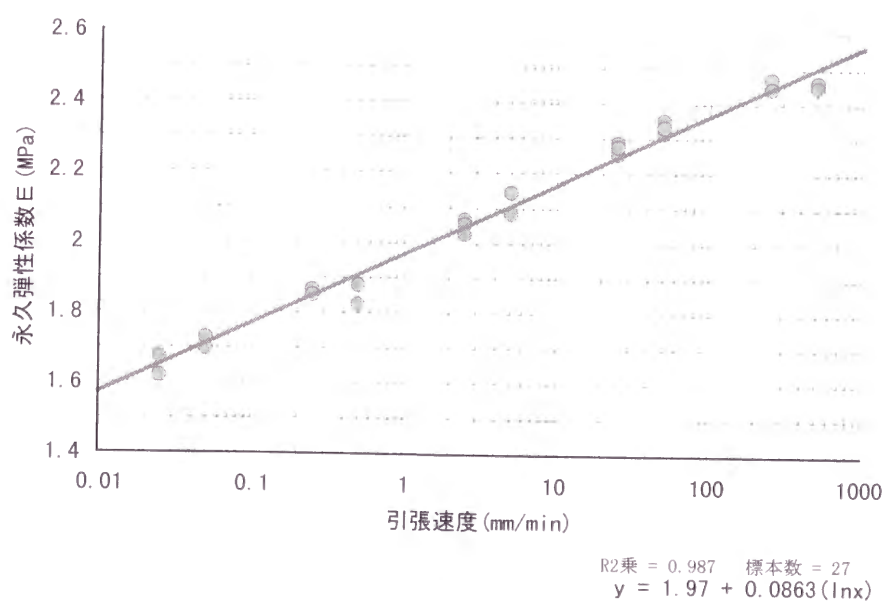


Fig. 4.24 永久弾性係数と引張速度

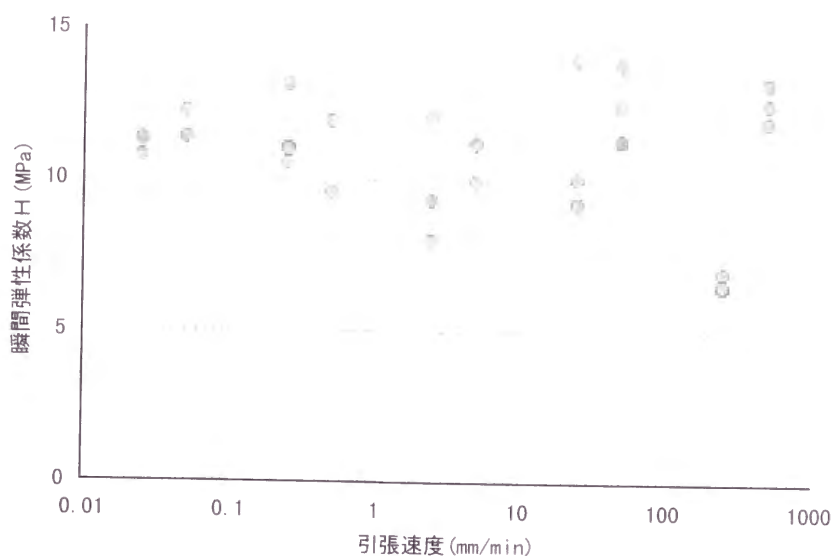


Fig. 4. 25 瞬間弾性係数と引張速度

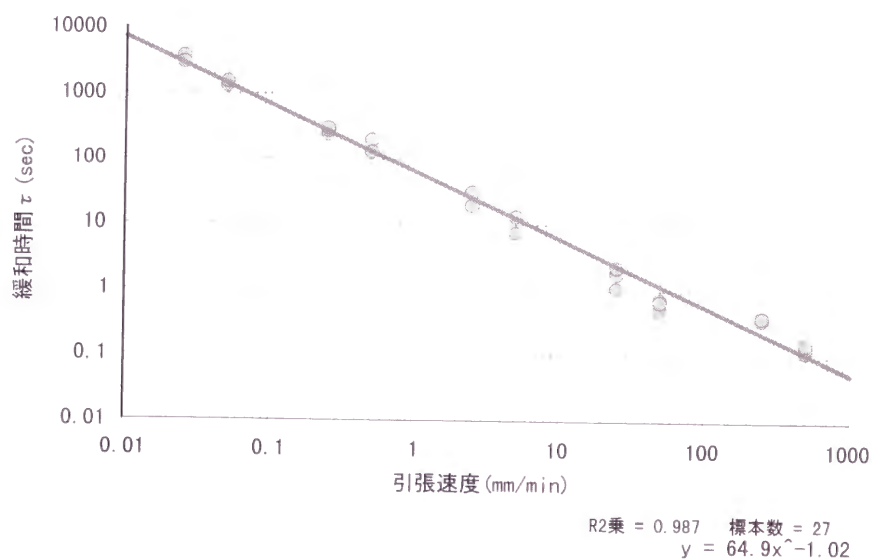


Fig. 4. 26 緩和時間と引張速度

永久弾性係数  $E$  は、引張速度と極めて強い対数相関があり、その決定係数は 0.987 であることから、任意の水準の引張速度における応力-ひずみ曲線の傾きが求められるといえる。引張速度  $0.025\text{mm/min}$  における値は、 $1.7\text{MPa}$  以下であり、前項で調べたクリープ試験における  $E$  ( $1.1\sim 1.4\text{MPa}$ ) との整合性も非常によくとれている。一方、応力-ひずみ曲線の切片を規定する重要なパラメータである瞬間弾性係数  $H$  は、引張速度にほぼ無関係

で、変動幅も大きい。また、その値もクリープ試験や応力緩和試験の結果である  $1\sim 1.5\text{MPa}$  に比べ、 $10\text{MPa}$  前後の大きな値となっている。これについては、Fig. 4.17 に各引張速度における応力-ひずみ曲線を示したように、引張試験の極初期にはどの引張速度のケースも伸びに対して引張応力が瞬間的に高まる結果となっていることが理由と考えられる。それに対し、クリープ試験や応力緩和試験は、応力-ひずみ曲線の間中部分を試験対象区間としているという相違に起因する可能性が高い。勿論、前項で述べたように、モデル式の試験初期の適合性が必ずしも十分でないことにも関係があることも考えられ、マックスウェル-トムソンモデルを使用するうえでの限界である可能性もある。さらには、試験における精度の限界である可能性もある。しかしながら、本節における検討目的である極めて緩慢な引張時における  $H$  は、 $10\sim 13\text{MPa}$  の範囲に集中しており、さらに、緩和時間は、引張速度の逆数に極めて強い相関がある結果となっており、その決定係数は  $0.987$  であることから、緩慢な引張を受ける際の切断時における引張物性値を推定することが可能であるといえる。

## 4.5 GM の耐水圧性の評価

### 4.5.1 耐水圧実験における引張速度

Fig. 4.27 は、Fig. 3.35 に示した水圧負荷昇圧パターンで耐水圧実験を行った場合に、GM がどのような引張速度状態におかれるかを検討したものである。図中の  $+$ 、 $\times$ 、 $*$  記号は、それぞれ引張速度依存性実験における  $0.25$ 、 $0.05$ 、 $0.025\text{mm/min}$  の時の引張応力と実験時間の関係を示したものであり、階段状の各点は、Table 4.9 に示した厚さ  $1.5\text{mm}$  のスリットモデル実験における各水圧段階の GM に発生している引張応力を(4.27)式により求め、実験時間との関係を示したものである。

耐水圧実験は途中に圧力保持時間が設けられているため、一定速度引張状態ではないが、この両実験の引張応力と実験経過時間の対比から、耐水圧実験における引張速度は、引張速度依存性実験における引張速度  $0.05\sim 0.025\text{mm/min}$  と同等との仮定を置いて、以下の検討を進めることとする。なお、Fig. 4.18, 4.19 に示した回帰分析の結果によると、引張速度依存性実験に用いた GM の引張速度  $0.05\text{mm/min}$  における  $T_B$  は  $6.2\text{MPa}$ 、 $E_B$  は  $407\%$ 、 $0.025\text{mm/min}$  の時は、 $5.6\text{MPa}$ 、 $393\%$ である。また、引張速度  $500\text{mm/min}$  の条件下に



おいて、引張速度依存性実験に使用した GM は  $T_B$  が 12.9MPa、 $E_B$  が 570%、耐水圧実験に使用された GM は  $T_B$  が 10.1MPa、 $E_B$  が 520%、と物性値に差があるため、両 GM の引張速度 500mm/min における物性値を基に、耐水圧実験に用いた GM の引張速度 0.05mm/min、0.025mm/min における物性値を比例配分で補正して求めると、 $T_B$  は 4.9MPa、4.4MPa、 $E_B$  は 370%、360%である。

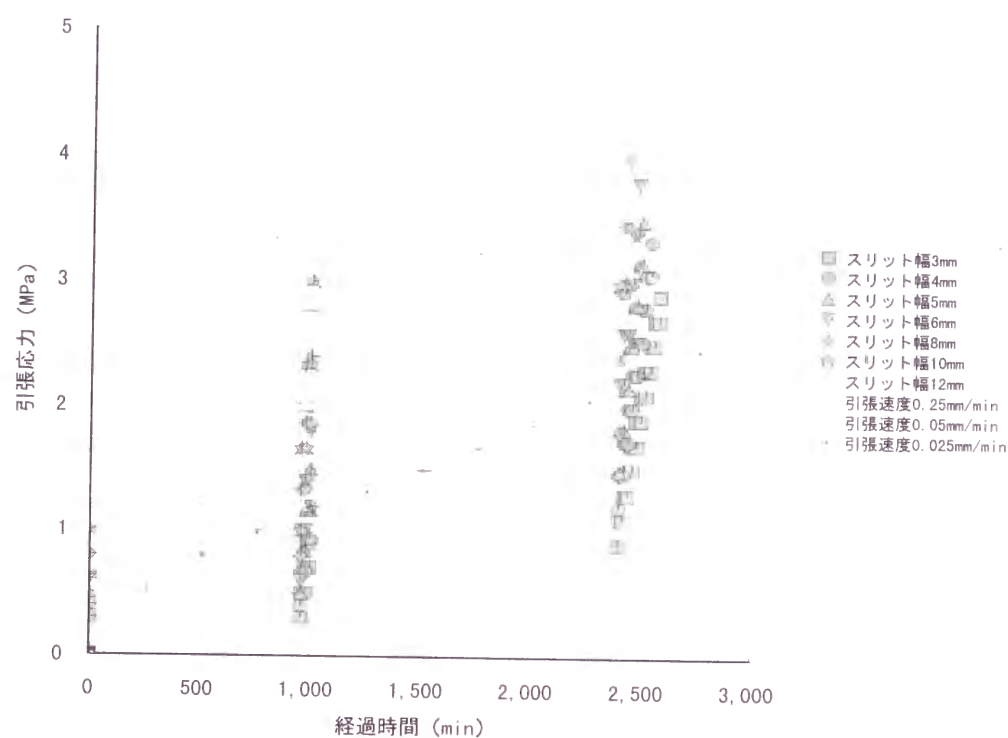


Fig. 4. 27 引張速度依存性実験と耐水圧実験における引張応力と実験経過時間

#### 4.5.2 耐水圧実験における局部引張破断についての評価

Table 4.14 は、Table 4.11、4.12 に示したスリットモデル、鋼球モデルの耐水圧実験結果における局部引張破断応力と前項で述べた引張速度 0.05mm/min、0.025mm/min における  $T_B$  の 4.9MPa、4.4MPa との差を求めたものである。この応力差が、引張速度依存性を考慮しても、なおかつ残る局部引張による応力低下量であると考えられる。応力低下量は、溝幅や球径が小さくなるほど、大きくなる傾向にある。また、スリットモデル溝幅 12、10mm で GM 厚さ 1mm のケースでは応力低下量が概ねゼロであることから、こうしたケースでは局部引張が生じ難い状況であると推定される。

Table 4.14 局部引張による応力低下量

単位: MPa

厚さ(mm)	スリットモデル			鋼球モデル		
	溝幅(mm)	0.05mm/min	0.025mm/min	球径(mm)	0.05mm/min	0.025mm/min
1	12	0.70	0.20	43	1.90	1.40
	10	0.40	-0.10	40	2.11	1.61
	8	1.30	0.80	35	2.46	1.96
	6	1.90	1.40	30	2.51	2.01
	5	1.65	1.15	25	1.86	1.36
	4	1.60	1.10	20	1.65	1.15
	3	1.75	1.25	12	2.58	2.08
	2	2.00	1.50			
1.5	12	1.30	0.80	43	1.12	0.62
	10	1.90	1.40	40	1.24	0.74
	8	1.30	0.80	35	1.46	0.96
	6	1.40	0.90	30	1.75	1.25
	5	1.57	1.07	25	1.93	1.43
	4	1.70	1.20			
	3	2.15	1.65			
2	12	1.15	0.65	43	1.52	1.02
	10	1.15	0.65	40	1.44	0.94
	8	1.60	1.10	35	1.78	1.28
	6	1.23	0.73	30	2.08	1.58
	5	1.59	1.09	25	2.16	1.66

そこで、このスリットモデル実験における応力の低下率（応力低下量を引張速度依存性を考慮した  $T_b$  で除した百分率）を、GM の厚さと溝幅の比 ( $d/L$ ) をパラメータとして整理したのが、Fig. 4.28 である。同様に、Fig. 4.29 は、鋼球モデル実験における応力低下

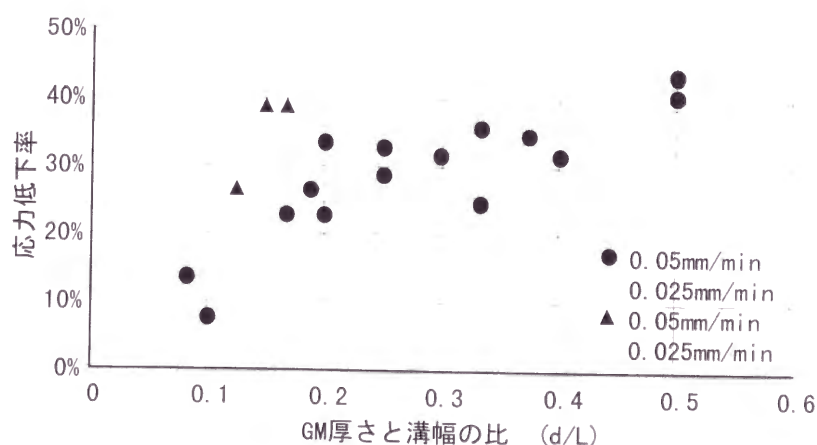


Fig. 4.28 GM 厚さと溝幅の比に対する応力低下率  
(スリットモデル実験)

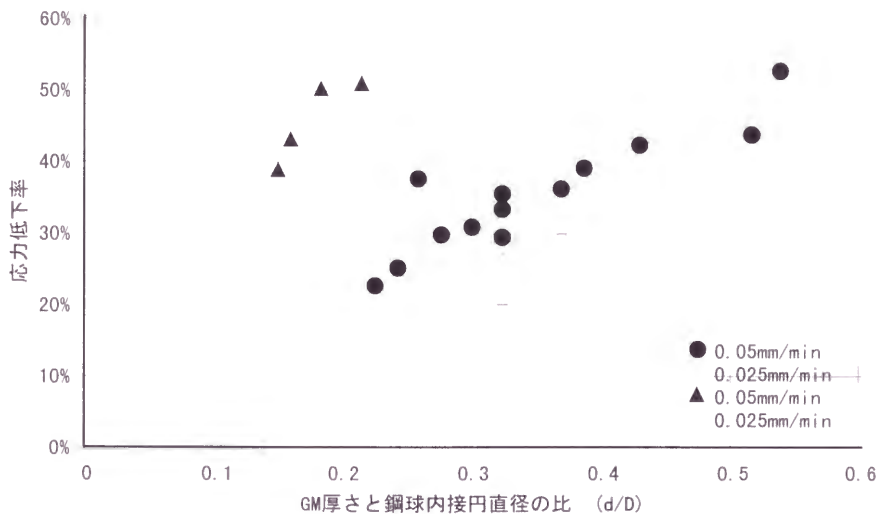


Fig. 4.29 GM の厚さと内接円直径の比に対する応力低下率  
(鋼球モデル実験)

率を，GM の厚さと鋼球の赤道間に内接する円の直径との比 ( $d/D$ ) をパラメータとして整理したものである。

Fig. 4.28 においては，GM 厚さと溝幅の比が 0.2 までの 4 点 (▲，△で表示) と，それ以外の場合 (●，○で表示) との間に，GM 厚さと溝幅の比と応力低下率の関係に相違が見られる。同様に，Fig. 4.29 においても，GM 厚さと鋼球内接円直径の比が 0.2 余りまでの 4 点 (▲，△で表示) と，それ以上の場合 (●，○で表示) との間に，GM 厚さと鋼球内接円直径の比と応力低下率の関係に相違が見られる。両図のこれら別傾向を示すデータはすべて，水圧 0.9MPa 程度で破断を起こしたケースである。すなわち，Fig. 3.35 で示した 0.9MPa の圧力保持期間，若しくはその直後に破断を起こしたケースである。圧力保持期間中に生じたクリープ現象の影響を強く受けた結果と考えられる。

こうしたクリープ現象の影響を強く受けたデータを除けば，GM 厚さと溝幅の比や，GM 厚さと鋼球内接円直径の比が大きいほど応力低下率は大きくなるという，次のような明確な相関関係が見られる。

GM 厚さと溝幅の比と応力低下率の相関関係

$$\Delta\sigma = 0.121 + 0.621(d/L), \quad R^2 = 0.70$$

$\Delta\sigma$  : 応力低下率,  $(d/L)$  : GM 厚さと溝幅の比

GM 厚さと鋼球内接円直径の比と応力低下率の相関関係

$$\Delta\sigma = 0.0981 + 0.738(d/D), \quad R^2 = 0.81$$

$\Delta\sigma$  : 応力低下率,  $(d/D)$  : GM 厚さと鋼球内接円直径の比

もし、局部引張が発生していなければ、こうした相関関係はなく、GM の  $T_b$  に応じた耐水圧性を示すはずである。すなわち、種々の基盤上に敷設した GM の耐水圧性を評価する上においては、 $T_b$  のみに着目した力学モデルのみで評価するべきではなく、局部引張を評価できる伸びに関する力学モデルの導入が合わせて必要であるということを実験結果からも明らかにできたといえる。また、局部引張による応力低下率が 0.2 (20%) 以下になるのは、GM 厚さと溝幅、鋼球内接円直径といった空隙の大きさとの比が 0.1 程度以下の場合である。従って、現実的に局部引張破断を検討すべき対象となる空隙の大きさは GM 厚さの 10 倍以下であるが、そのような空隙の発生は通常の敷設基盤状況では必ず起こりうることから、常に局部引張破断を前提とした検討が必要であるといえる。

ところで、0.9MPa の圧力保持期間、若しくはその直後に破断を起こしたデータに着目して、そのクリープ現象と局部引張の影響度の分離を試みると、Table 4.15 のとおりである。ただし、この試算は、次の仮定と手順に基づいて行っている。

- a. 耐水圧実験に用いた GM の  $T_b$ 、 $E_b$  は、引張速度 0.025mm/min における物性の相違補正済み物性値を採用し、4.4MPa、360%とした。なお、結果として、引張速度 0.05mm/min における補正済み物性値を採用しても試算結果に与える影響は小さい。
- b. 各データの引張破断時における GM の応力は、(4.37)式により算出した。
- c. 耐水圧実験における 0.9MPa 圧力保持開始直前の GM の引張応力は、Table 4.14 に示したように 4.2~4.5MPa と考えられ、Table 4.13 に示した初期応力条件 4.55MPa のクリープ試験ケースと初期条件が近似していることから、クリープ現象を評価する各パラメータは、この初期応力 4.55MPa のクリープ試験結果の値を補正して用いた。補正の方法は、前項に述べた方法と同様に比例配分で求め、E (永久弾性係数) は 1.11MPa、H (瞬間弾性係数) は 1.28MPa とした。 $\tau$  (遅延時間) については、実験値である 46,400sec をそのまま用いた。なお、前述したように、初期応力 4.55MPa 条件時のクリープ試験は 66.3hr で破断に至っているが、ここでの検討対象試験時間は、0.9MPa の水圧保持開始から終了までの実験時間 (40hr) であるので、クリープ現象のみによる破断は起こり得ないことになる。

d. 局部引張が生じることで GM の評価値としての伸び率は低下することになるが、伸び率についての局部引張の影響度は、次式が成立するものとして求めた。

$$\Delta E_B = E_{BS} - (E_{B0} + \Delta E_{BC}) \dots\dots\dots(4.56)$$

ここに、

- $\Delta E_B$  : 局部引張による伸び率の低下分 (%)
- $E_{BS}$  : 引張速度依存性を考慮した伸び率 (360%)
- $E_{B0}$  : 水圧 0.9MPa 負荷開始時の伸び率 ((4.51)式において t=0 ;  $\sigma/H \times 100\%$ ) ,
- $\Delta E_{BC}$  : クリープによる伸び率の増分 ((4.51)式を用いて増分を算出)

e. 0.9MPa への昇圧直前に破断したケースはクリープ現象の影響が無いものとし、0.9MPa 水圧保持後に次の圧力段階へ昇圧直後に破断したケースは 40hr の水圧保持によるクリープ現象を受けたものとして試算した。他のケースは、実験記録を基に水圧保持初期、中間、終期に振り分け試算した。

Table 4.15 局部引張による伸び率低下の試算

	GM厚さ (mm)	スリット幅又は 球径(mm)	破断時応力 $\sigma$ (MPa)	$E_{B0}$ (%)	$E_{B0} + \Delta E_{BC}$ (%)	$\Delta E_B$ (%)
スリット	1	12	4.2	328		32
	1	10	4.5	352		8
	1	8	3.6	281	305	55
	1	6	3.0	234	263	97
	1.5	12	3.6	281	305	55
	1.5	10	3.0	234	263	97
鋼球	1	43	3.0	234	254	106
	1	40	2.8	218	236	124
	1	35	2.4	191	214	146
	1	30	2.4	188	210	150

試算結果から、水圧保持により GM にクリープ現象が生じている時にも、局部引張が起きていることが示唆される。この場合も、スリット幅や球径が小さいほど壁面拘束による局部引張が生じ易い傾向にあるといえる。

一方、上述したクリープ現象の影響が強いデータを削除して、Table 4.11 に示したスリット幅と局部引張破断応力の関係、Table 4.12 に示した空隙内接円直径と局部引張破断応力の関係を、スリット幅又は空隙内接円直径を横軸として合わせて図示すると、Fig. 4.30 のとおりである。データのバラツキは大きいですが、スリットモデルにおける二次元局部引張



状態よりも鋼球モデルにおける三次元局部引張状態の方が、側壁拘束を強く受け局部破断応力が小さくなることがうかがえる。

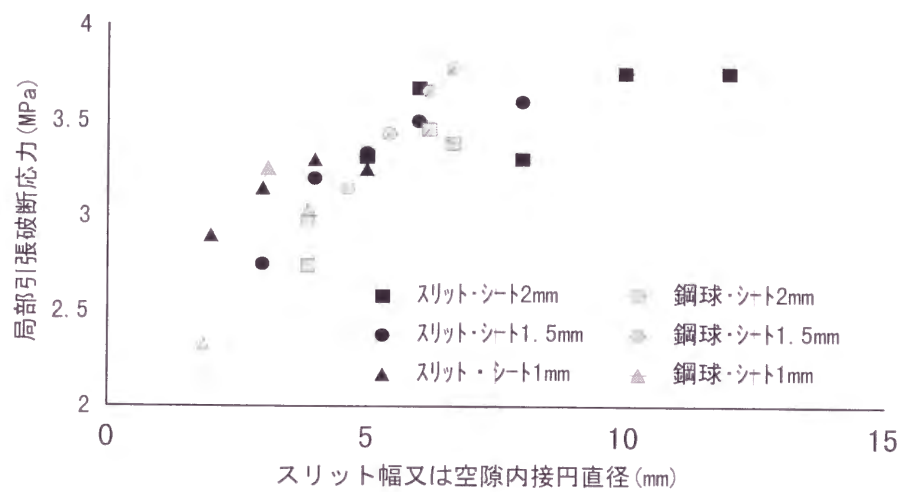


Fig. 4. 30 スリットモデルと鋼球モデルにおける局部引張破断応力

さらに、Fig. 4.31 は、Table 4.9 に示した鋼球空隙内接円直径（Table 4.12 参照）と耐水圧の関係、Table 4.1 に示した碎石粒径と耐水圧の関係を、鋼球空隙内接円直径又は碎石粒径を横軸として、合わせて示したものである。

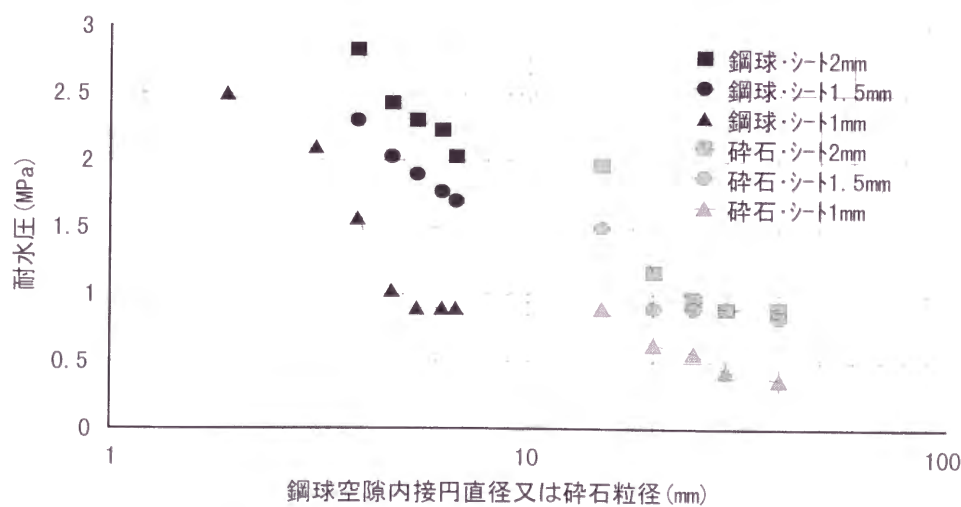


Fig. 4. 31 鋼球モデルと碎石モデルにおける局部引張破断応力

空隙内接円直径が 6.7mm 程度(球径 43mm 程度)の時と、碎石モデルにおける粒径 15mm 程度の時の耐水圧が、ほぼ同等であることがわかる。すなわち、碎石モデルにおいて碎石間に形成される最大空隙は、鋼球モデルの場合に比してかなり大きい、という結果を反映しているものと考えられる。逆に、碎石によって形成される最大空隙の大きさを推定できれば、鋼球モデルを用いて碎石基盤上の GM の耐水圧性が推測できる可能性があることを示唆していると考えられる。

#### 4.6 まとめ

EPDM 系 GM については、現段階では、農業工学研究所が行った一連の実験結果を用いて、貯水池の水深と基盤材料の種類に応じた厚さの選定が行われている。例えば、設計水圧 0.15MPa で、この設計水圧の 10 倍の耐水圧性を確保するとしたとき、基盤材料に粒調碎石(M-40)を使用する場合は 1.0mm 以上、クラッシャーラン(C-40)の場合は 1.5mm 以上、単粒度碎石(S-40)の場合は 2.0mm よりさらに厚い GM が必要である、とされている。しかしながら、“設計水圧の 10 倍に耐水圧を確保する”根拠や、その破断メカニズムについては明らかにされていない。本章では、この破断現象が、水圧が負荷されると基盤の局部凹部において壁との摩擦力により伸びが拘束され、GM の伸びる領域が急速に縮減する結果生じる引張破断であることを理論的に明らかにした。また、GM の粘弾性がその安全性評価に大きな影響を与えることを明らかにした。その結果、種々の基盤上に敷設した柔軟な GM の耐水圧性を評価する上においては、引張強さのみに着目した力学モデルのみで評価すべきではなく、局部引張を評価できる伸びに関する力学モデルの導入が合わせて必要であるということが明らかにできた。以下に、得られた検討成果を要約する。

各種 GM の耐水圧性については、次のとおりである。

- a) 厚さ 1.5mm、基盤材が S-40 の場合、昇圧負荷条件下の耐水圧は、EPDM 系 GM は 0.5MPa、TPE 系 GM は 0.3MPa である。繰り返し負荷の条件下では、両者共 0.15MPa 以下である。GM に生じるクリープの影響が大きいことが明らかである。EPDM 系 GM の破断は基盤碎石の凹部で、TPE 系 GM の破断は凸部で発生する。伸びに関する特性により局部破断形態が異なる。緩衝材の耐水圧性向上効果は、TPE 系 GM よりも

EPDM 系 GM の場合の方が大きい。緩衝材の穴埋め緩和と突き破り緩和に対する効果の相違である。

- b) 基盤材のポーラスコンクリートに比較的大きな凹部がある場合（深さ 12mm，径 10mm 程度で），EPDM 系 GM の昇圧負荷耐水圧は 2.5MPa 程度であるが，0～0.3～0MPa の繰り返し負荷を受けると，破断する可能性がある。また，EPDM 系 GM，TPE 系 GM 共に，引張強さや切断時伸びといった性能が低下する部分が発生する。繰り返し水圧負荷を受けることにより，局部的に伸ばされる影響が実験後にも残る結果といえる。
- c) 厚さ 1.5mm の HDPE 系 GM は，S-40 基盤上の昇圧負荷条件では，1.5MPa 程度の耐水圧性があり，EPDM 系 GM や TPE 系 GM の同じ厚さの GM に比較して，3～5 倍程度大きい。ただし，繰り返し負荷を受けると，0.9MPa でも破断することがある。同条件下で，厚さ 10mm の AS パネルは，0.9MPa でも破断は生じない。ただし，局部的に薄くなり，透水が観察される。

次に，EPDM 系 GM を例に検討した局部凹部引張破断現象については，以下のとおりである。

- d) 局部引張破断理論モデルの解を用いて溝モデル実験結果を検討すると， $E_B$  が 520% 程度ある時，摩擦力による拘束を受けなければ貫入深が溝幅の 2.8 倍程度になるまで計算上破断しないことになるが，摩擦力による拘束を受ける場合は貫入深が溝幅の 1.2 倍程度でも破断に至る可能性がある。二次元局部引張を受ける場合の引張強さは，一次元引張試験結果である  $T_B$  の 1/2 以下になる可能性がある。溝幅が狭いほど耐水圧は大きい，GM の局部引張破断時の応力は溝幅が狭いほど小さくなる。これは，溝幅が狭いほど摩擦力による拘束が強くなることを反映した結果と考えられる。
- e) 同様に，鋼球モデル実験結果を検討すると，貫入深が球の半径の 1.2 倍程度でも破断に至る可能性がある。三次元局部引張を受ける場合の引張強さは， $T_B$  の 1/3 程度以下になる可能性がある。粒径が小さいほど耐水圧は大きい，GM の局部引張破断時の応力は粒径が小さいほど小さくなる。
- f) EPDM 系 GM の  $T_B$ ， $E_B$  は，共に引張速度と非常に強い対数相関がある。引張速度一定の時の引張速度と永久弾性係数，緩和時間との間においても，永久弾性係数は正

の、緩和時間は負の極めて強い対数相関がある。従って、耐水圧試験においても水圧負荷速度が耐水圧性に及ぼす影響は大きい。なお、引張速度と瞬間弾性係数との間には明確な相関関係はない。

- g) 溝モデル、鋼球モデルの耐水圧実験における応力低下量は、引張速度依存性を考慮しても溝幅や球径が小さくなるほど大きい。すなわち、GM 厚さと溝幅や鋼球内接円直径との比が大きいほど応力低下率は大きい。局部引張による応力低下率が 20% 以下になるのは、GM 厚さと空隙の大きさ（溝幅や鋼球内接円直径）との比が 0.1 程度以下の場合である。
- h) 応力低下率は、圧力保持期間、若しくはその直後に破断を起こしたケースで大きい。すなわち、水圧保持により GM にクリープ現象が生じている時にも、局部引張が起きており、この場合も、溝幅や球径が小さいほど壁面拘束による局部引張が生じ易い。
- i) 溝幅と空隙内接円直径を横軸として整理すると、溝モデルにおける二次元局部引張状態よりも鋼球モデルにおける三次元局部引張状態の方が、側壁拘束を強く受け、局部破断応力が小さくなる。
- j) 空隙内接円直径が 6.7mm 程度（球径 43mm 程度）の時と、砕石モデルにおける粒径 15mm 程度の時の耐水圧が、ほぼ同等である。砕石モデルにおいて砕石間に形成される最大空隙は、鋼球モデルの場合に比してかなり大きい結果の反映である。逆に、砕石によって形成される最大空隙の大きさを特定できれば、鋼球モデルを用いて砕石基盤上の GM の耐水圧性が推定できる可能性があることを示唆しており、耐水圧試験の再現性のある標準化が可能と考えられる。

#### 引用文献（第 4 章）

- Comer,A.I. & Dewey,R.L. (1995) : Bureau of Reclamaion Experiences Lining the Rough Subgrade at Black Lake Dam, Geosynthetics '95, pp.497～508
- 海老名芳郎・竹内正一・岩崎和巳・菊岡保人（1970）：薄層舗装材料の貯水池への応用に関する研究－合成ゴムシート材の材質と小容量貯水池の施工について－，農業土木試験場技報，C（造構）第 8 号抜刷，p.28
- Geosynthetic Research Institute （1989）： Three Dimensional Geomembrane Tension Test, GRI Test Method GM4, pp.1～10
- 片山健次郎・北畠顕正訳（1955）：S.Timoshenko 材料力学，下巻，コロナ社，pp.109～111

- 三木博史・林 義之（1991）：ジオメンブレンの突き破り抵抗に関する考察，土木学会第 46 回年次学術講演会，pp.766～767
- 三木博史・林 義之（1994）：国内におけるジオメンブレンの現状，国際ジオテクニカル学会日本支部ジオメンブレン技術委員会，第 1 回ジオメンブレン技術に関するセミナー，p.43
- 中島賢二郎・篠田健吾（1987）：高水深下で使用するゴムシートの試験法，水と土 70，pp.91～98
- 長束 一男・中島賢二郎・鶴丸雄二郎（1990）：合成ゴムシートの遮水性能（農業用貯水池への適用を目的として），防水ジャーナル，通巻 228 号，p.62
- 農業土木試験場造構部第二研究室（1979）：かんがい用貯水池等のしゃ水材料の研究，受託研究報告書，p.10
- 農業土木試験場造構部第二研究室（1987）：万場調整池の池敷遮水工に関する検討報告書，東海農政局依頼研究報告書，pp.41～43
- 佐藤常三訳（1970）：Stepanov Ruben Dmitriewitch ホリマー力学序論，数理科学 6，7，8
- シバタ工業株式会社技術開発部（1994）：技術資料，利水シート AR-E 及び TR-E の耐圧試験，pp.3～5
- 鈴木 実・矢口直幸・御船直人（1995）：ジオメンブレンの耐貫通性能の評価法，国際ジオテクニカル学会日本支部ジオメンブレン技術委員会第 2 回ジオメンブレン技術に関するセミナー，pp.8～14
- 土地改良技術評価委員会・施工企画調整室（1990）：「創意工夫のための参考設計指針」，4. 合成ゴムシート，p.5
- Vidal,D., Gouge,J.-P. & Purwanto,E.(1995) : The CBR Puncture Test Applied to Geomembranes, Fifth International Conference on Geotextiles, Geomembranes and Related Products, pp.1113～1116



## 第 5 章 GM の力学的物性経年変化特性

### 5.1 概説

GM は勿論，屋外で使用される．従って，劣化の主因は気象である．一般に GM の耐久性を評価するに際し，耐候性（Weatherability）という言葉が用いられるのは，この理由による．GM の耐久性は改良されてきたといわれている．しかし，その耐久性評価は，通常，促進劣化試験に基づくものである（例えば，三木ら，1994；Bernhard,C.ら，1995）．すなわち，現地のため池や貯水池からの実際のサンプリングにより耐久性が確認されているものではない．建築分野の合成高分子防水材料の耐候性に関して，その評価と予測についての研究を行った田中の報告（1997）においても，屋外暴露と等価となる促進試験条件の設定は困難であり，材料毎，製品毎に異なる，劣化の尺度によっても異なる，またほとんどの劣化試験は熱との複合劣化になっているが，材料の温度をどのように設定するかによって変質劣化の様相は大幅に変化する，と指摘している．すなわち，促進試験はある程度定量的に評価はできるが，屋外暴露試験の結果に基づく評価は不可欠であるといえる．こうしたことから，米国において施工実績のある CSPE 系 GM や PVC 系 GM について，長期実材令の物性変化に関する興味ある報告（例えば，Well,L.W., 1995；Young,E.B.J ら，1995）がなされているが，何れも約 15 年経過までである．一方，この合成高分子防水材料の劣化現象を，1948 年に Dakin,T.W.が提案した化学反応速度論に基づく理論を発展させて説明しようとする研究の試み（例えば，一色，1965；田中，1996）がみられるが，劣化現象は，熱，紫外線，オゾンなどの複合作用の結果であり，かつ，これらは日変化，季節変化が大きいことから，必ずしも実用的な理論には至っていない．

そこで，本章においては，まず，EPDM 系 GM の製造直後からの実材令の経時物性変化を製造時の物性のバラツキ度合いを確かめた上で把握し，その後の物性変化特性を調べる基準となる初期物性値を特定する．また，恒温恒湿室内保存の GM の経時物性変化実験と並行して野外暴露実験を実施し，物性変化の尺度となる物性値の相互関係を検討する．こうした検討を踏まえ，GM 自体の経時物性変化と暴露による物性変化の分離を試みる（第 2 節）．一方，経年劣化については，30 年を経過した実験池からの IIR 系 GM のサンプリング結果，1，3，5，15 年を経過した国営事務所等所管の調整池や試験池からの EPDM 系 GM のサン

プリング結果，4 年を経過した試験池からの TPE 系 GM のサンプリング結果，18 年を経過した実験池からの AS パネルサンプリング結果を示し，実材令の経年劣化特性を検討する（第 3 節）。

5.2 EPDM 系 GM の経時物性変化

5.2.1 現場サンプリングによる初期物性の把握

丸山調整池の EPDM 系 GM については，現場搬入予定製品が決定した段階で GM の物性を確認する引張試験を行った。また，現場での敷設が開始された後は，施工管理の一環として，概ね 5,000m<sup>2</sup> 毎に 4 回現場サンプリングを行い，引張試験を実施した。この現場サンプリングは，敷設後の実材令の経年物性変化を追跡するための初期物性値を把握する実験でもある。実験は，標準状態（20℃）での基本物性値を把握し，併せて寒冷地環境下（−15℃）での物性の安定性を確認した。

各回の現場サンプリング時の実験結果を，現場搬入予定製品の確認実験時の結果と対比して，Fig. 5.1, 5.2, 5.3 に示す。なお，−15℃での  $T_B$  及び  $E_B$  は，試験装置の構造上の制約から切断に至るまでのストロークが確保できないため，確認できていない。また，それぞれの実験結果は，5 供試体の平均値である。

基本物性値あるいは寒冷地環境下での物性の安定性は，確認試験，各回の現場サンプリング時ともに同等であると判断される。ただ

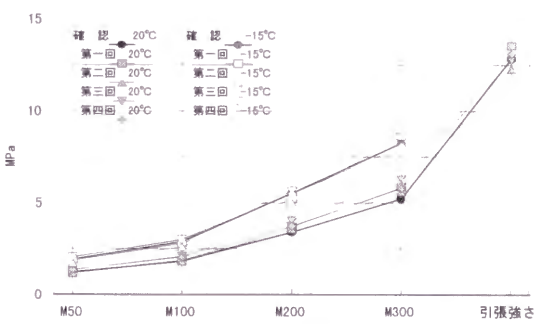


Fig. 5.1 EPDM 系 GM 引張試験結果 (長手方向 20℃と−15℃)

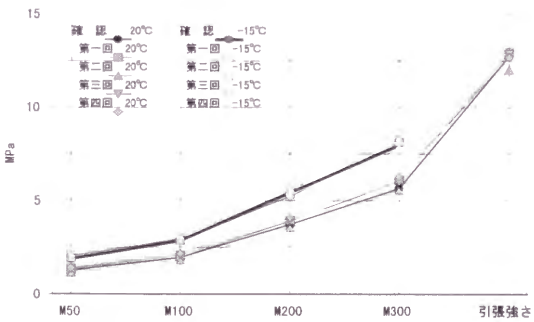


Fig. 5.2 EPDM 系 GM 引張試験結果 (幅方向 20℃と−15℃)

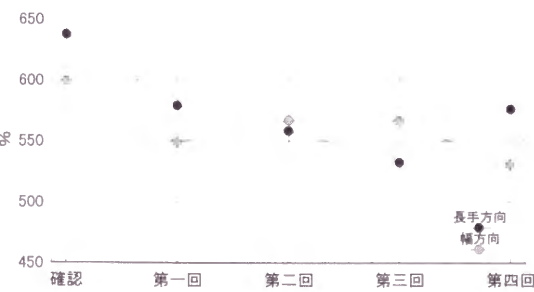


Fig. 5.3 EPDM 系 GM 引張試験結果 (20℃ 切断時伸び)

し、Fig. 5.1, 5.2 から明らかなように、確認実験時の GM は、若干、柔軟な GM である結果となっており、各回現場サンプリング時の GM は、Fig. 5.3 に示したように確認時に比べ切断時伸びがやや小さい。

この GM の柔軟さ、例えば  $M_{300}$  と  $E_B$  の関係は、Fig. 5.4 に示すように、同一配合の GM においては高い負の相関関係にある。一方、Table 5.1 に示すように、 $M_{300}$  と  $T_B$ 、 $T_B$  と  $E_B$ の間には相関関係はない。この現象は、GM 作製時における、加硫温度を一定とした時の加硫時間と特性値の関係 (Fig. 5.5) の影響を受けたものと考えられる。一般に加硫目標時間は、硬さ、引張応力 ( $M_{300}$  など) が平衡になる直前、 $T_B$  が最高又は最高より少し低い、伸びが平衡値に近づく近辺に設定される (久留宮弘幸, 1995) ことから、同一配合、同一加硫時間の GM では、 $M_{300}$  が大きいほど  $E_B$  は小さくなることになる。

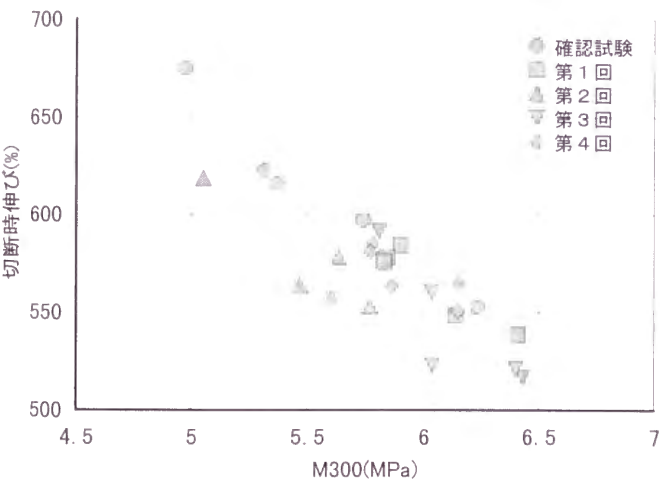


Fig. 5.4 M 300 と切断時伸びの関係  
(長手方向 20℃ 全データ)

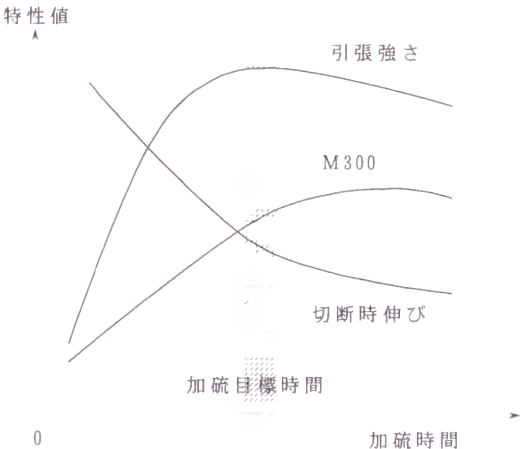


Fig. 5.5 加硫時間に係わる特性値

Table 5.1 同一配合 EPDM 系 GM 基本物性値の相関関係

	切断時伸びとM300	引張強さとM300	引張強さと切断時伸び
Y切片	1032.43	11.10	401.15
Y評価値の標準誤差	18.14	0.52	35.50
R 2 乗	0.749	0.056	0.039
標本数	25	25	25
自由度	23	23	23
X係数	-78.889	0.321	13.218
X係数の標準誤差	9.522	0.275	13.720

また、伸び初期段階の線形性についても、Fig. 5.6 に伸び率 50% までの引張応力と伸び率の回帰分析結果 (Y 切片をゼロとした時) を示すように、 $-15^{\circ}\text{C}$  であっても、その決定係数は概ね 0.8 であり、寒冷地用 GM としての性能を確保しているといえる。

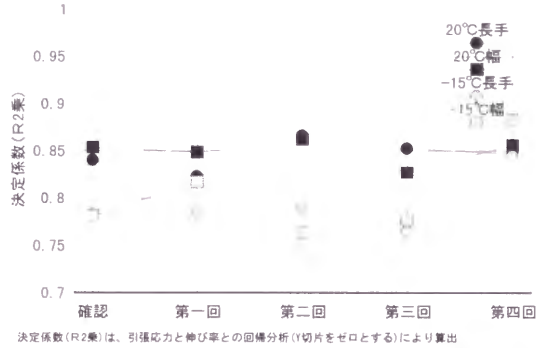


Fig. 5.6 EPDM 系 GM 引張試験結果 (伸び初期 (0~50%) の線形性)

### 5.2.2 工場出荷時と現場サンプリング時の物性比較

前項で述べたように、EPDM 系 GM の現場サンプリング実験においては、毎回、その初期物性を把握するため、引張試験を実施した。また、メーカーサイドも、現場に持ち込む GM の性能を確認しておくために、出荷時において引張試験を実施している。従って、現場でサンプリングした GM の製造番号が明らかであれば、その出荷時の物性値を特定することができる。

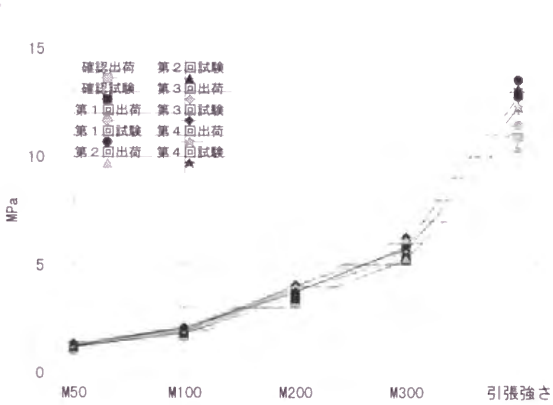


Fig. 5.7 工場出荷時と現場サンプリング時の物性比較 (EPDM 系 GM・長手方向・ $20^{\circ}\text{C}$ )

Fig. 5.7 は、各回の工場出荷時と現場サンプリング時の GM の物性値を比較して示したものである。GM の性能を示す応力-ひずみ特性はほぼ同じで安定しているが、各回ともに現場サンプリング時の方が工場出荷時よりも  $T_B$  が大きい傾向が見受けられる。

そこで、Fig. 5.8 は、各回の GM の工場出荷時に対する現場サンプリング時の物性値の保持率をみたものである。ここでの保持率とは、工場出荷時の物性値に対する現場サンプリング時の物性値の比である。

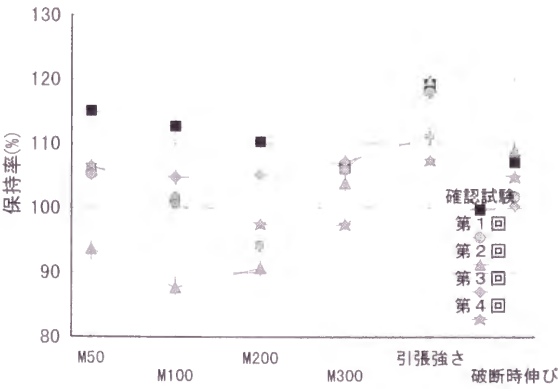


Fig. 5.8 工場出荷時に対する現場サンプリング時の物性値の保持率 (長手方向・ $20^{\circ}\text{C}$ )

この結果から、次のことがいえる。

- a.  $M300$ ,  $T_B$ ,  $E_B$  の基本物性値のうち,  $M300$  の保持率は, ほぼ100%, あるいは若干上回る程度であるが,  $T_B$ ,  $E_B$  の保持率は, すべて100%以上である. 特に,  $T_B$  は, 107~120%と大きい.
- b.  $M50$ ,  $M100$ ,  $M200$  の伸び初期引張応力の保持率は, 基本物性値の保持率のように一定の傾向を示さず, 各回の試験毎に多様である. ただし, 「確認試験」と「第3回試験」の伸び初期引張応力の保持率は, すべて105~115%と大きい.

こうした傾向は, ポリマーの結晶化や遊離硫黄加硫の促進など GM 自体の経時物性変化と, 曝露などによる物性変化の 2 つの要因に起因する, GM の製造以降の物性変化の特性による結果であると想定される.

ここで, 製造から現場サンプリング実験時までの経過日数を整理してみると, Table 5.2 のとおりである.

Table 5.2 製造後の実験までの経過日数

	新割付 No.	旧割付 No.	製造年月日 A	出荷試験日 B	サンプリング実験日 C	経過日数 B-A	経過日数 C-A
確認試験	製造No.695441		H08.04.04	H08.04.05	H08.05.02	1	28
第1回試験	037	038	H08.05.17	H08.05.20	H08.06.19	3	33
第2回試験	107	175	H08.05.31	H08.06.03	H08.07.09	3	39
第3回試験	165	084	H08.06.03	H08.06.04	H08.09.24	1	113
第4回試験	250	276	H08.08.23	H08.08.26	H08.10.08	3	46

すなわち, 各回の実験を行った経過日数に, 次の相違がある.

- a. 現場に持ち込まれたGMからの現場サンプリング実験は, 「第3回試験」は製造約4ヶ月後, 他の試験は製造約1ヶ月後に実施されている.
- b. 「確認試験」と「第3回試験」の工場出荷時の試験は, 製造1日後に実施されているが, 他の工場出荷時の試験は, 製造3日後である.

5.2.3 製造後の物性変化

従って, こうした実験を行った経過日数の相違が, 物性値の保持率に影響を与えているとすると, 次のような仮説が成立する可能性がある.

- ① 製造後もGM自体の基本物性値は経時的に変化をしている.
- ② 曝露条件下に置かれると, 何らかの基本物性値は大きく変化する.



③ GM製造後、伸び初期引張応力が安定するには、数日を要する。

そこで、まず、仮説①に対して、GM 自体の経時物性変化の検証を試み、光、温度変化の影響を出来るだけ受けない状態で保存した GM の、製造直後からの経時的な物性変化を調べる実験を実施した。供試体は EPDM 100%の GM である。実験は、製造直後から実験を開始する必要があることから、製造メーカーの工場試験室に依頼して行った。実験供試体は、巻き状で包装紙に梱包し、温度 20℃、湿度 65%の標準状態が維持できる養生室内に保存した GM から、実験の都度サンプリングした。なお、供試体の GM からのサンプリング位置は、带状に製造される GM の幅方向を 3 分割した GM 中央、GM 左端、GM 右端の 3 ヶ所とし、毎回、長さ方向に順次、打ち抜いていく方法を採用した。また、実験を実施した製造後の経過時間は、1、3、6 時間、1、4、7、14 日、1、2、3、6 ヶ月である。GM 中央、GM 左端、GM 右端のそれぞれの、各回 5 供試体の平均値から求めた、製造後 24 時間後を基準とする経時物性変化度を、Fig. 5.9 に示す。

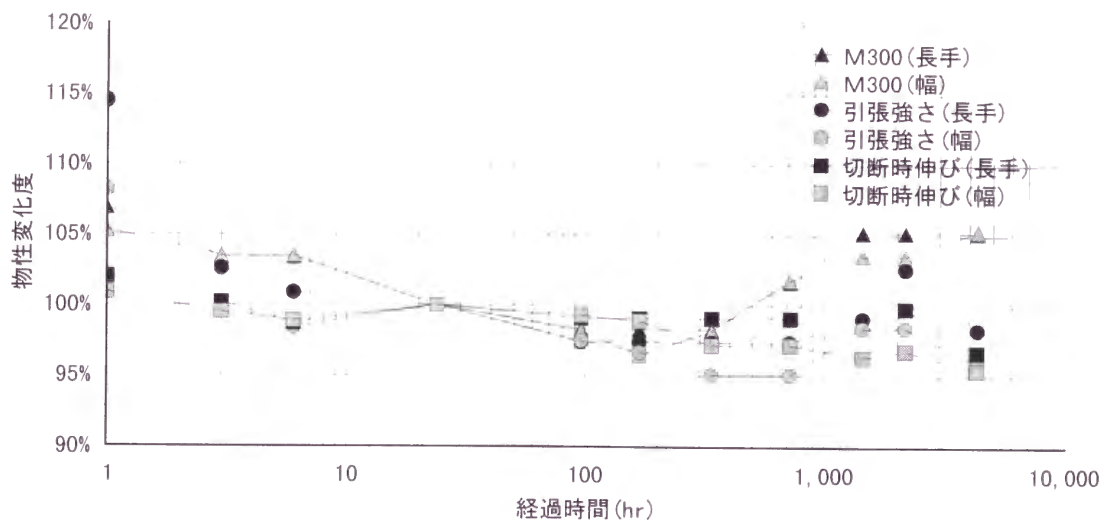


Fig. 5.9 製造後の経時物性変化度 (標準状態養生)  
(長手方向・20℃、製造後 24 時間時点を基準とする)

ところで、この実験におけるサンプリングは、サンプリング供試体間のオリジナル物性値にできるだけ差を生じないように、GM 幅内の同一位置から長手方向に順次打ち抜く方法を採用した。これは、製造過程で生ずる可能性がある幅方向の物性の差の影響を極力除くため

である．それでは，実際には，どの程度の物性値の差を生じる可能性があるのか，以下に試算を試みた．

Table 5.3 は，経時物性変化を調べた実験における製造後 24 時間以降のデータ（サンプリング 8 回分）に基づいて，GM のサンプリングの位置による物性値の相違度を調べた試算結果である．

Table 5.3 サンプリング位置による物性値の相違

位置	物性値	上回る度数	以上の度数	差の平均	差の標準偏差
GM端1	M300長手	8 / 8	8 / 8	2.40%	1.79%
	TB長手	6 / 8	8 / 8	2.65%	2.29%
	EB長手	5 / 8	7 / 8	0.97%	1.37%
GM端2	M300長手	7 / 8	8 / 8	2.19%	1.96%
	TB長手	7 / 8	8 / 8	5.94%	2.97%
	EB長手	7 / 8	7 / 8	2.81%	1.80%

注) 上回る，以上：中央に比べての意  
差の平均：(各回の端部と中央との物性値の差の平均値)/(物性平均値)  
差の標準偏差：(各回の端部と中央との物性値の差の標準偏差値)/(物性平均値)

計算結果を見ると，いずれの基本物性値も GM 端部が GM 中央部より大きいことがわかる．その端部と中央部との差の変動率の平均値は，M300， $E_B$  は 3% 以下であるが， $T_B$  は最大 6% 程度ある結果となっている．また，同じ側の端部からサンプリングしても，いずれの基本物性値も 3% 以下（M300 は 2% 以下， $T_B$  は 3% 以下， $E_B$  は 2% 以下）のバラツキを生じる可能性がある結果となっている．

なお，この試算は，限られたデータに基づく統計学的にもかなり議論の余地があるものであるため，メーカーの日々の製造検査データを入手し，さらに検討を行った．Table 5.4 は，配合(EPDM 100%)，GM 厚さ(1.5mm)，製造機を同一として 8 日間に製造された従来型 GM の 10 ロットの製造検査データを整理したものである．

サンプリング位置を特定しない場合の供試体平均値（5 本）の最大バラツキ度は，信頼度 95% で，M300：4.6%， $T_B$ ：5.9%， $E_B$ ：5.6% である．製造ロット番号が不明なものからのサンプリングは，この程度のバラツキがあると考えるべきである．一方，サンプリング位置を北，中央，南と特定すると，供試体平均値の最大バラツキ度は，信頼度 95% で，M300：

1.7%,  $T_B$  : 1.9%,  $E_B$  : 1.6%になる. 製造機固有の特性が, サンプルング位置による物性の相違に与える影響が大きいといえる.

Table 5.4 従来型 GM の製造検査データ (10 ロット) 分析結果

統計諸数値	M300(MPa)			引張強さ(MPa)			切断時伸び(%)		
	北	中央	南	北	中央	南	北	中央	南
列平均値(lAve)	5.32	5.21	5.20	10.24	9.69	10.04	527	508	525
列最大値	5.54	5.31	5.36	10.41	10.05	10.47	537	523	546
列最小値	5.19	5.05	4.99	10.01	9.50	9.70	518	493	510
列標準偏差(lStd)	0.104	0.080	0.096	0.145	0.183	0.214	5.7	9.2	9.7
列標本平均値信頼度 95%	0.037	0.029	0.034	0.052	0.066	0.076	2.040	3.292	3.471
列標本平均値最大バラツキ度	0.007	0.006	0.007	0.005	0.007	0.008	0.004	0.006	0.007
列標本 5 本平均値信頼度 95%	0.091	0.070	0.084	0.127	0.161	0.187	4.996	8.064	8.502
列標本 5 本平均値最大バラツキ度	0.017	0.013	0.016	0.012	0.017	0.019	0.009	0.016	0.016
全体標本に対する列平均値の最大バラツキ度	0.029	0.008	0.007	0.025	0.043	0.008	0.008	0.041	0.007
全体標本に対する列標本 5 本の平均値最大バラツキ度	0.046	0.022	0.023	0.037	0.059	0.026	0.018	0.056	0.023

列標本平均値信頼度 95% : 母集団(全体標本)に対する列標本平均値の信頼区間 95%の値(lCon95)  
列標本平均値最大バラツキ度 : (lCon95) / (lAve)  
列標本 5 本平均値信頼度 95% : 母集団(全体標本)に対する列標本 5 本平均値の信頼区間 95%の値(sCon95)  
列標本 5 本平均値最大バラツキ度 : (sCon95) / (lAve)  
全体標本に対する列平均値の最大バラツキ度 : ((lAve - tAve)+(lCon95))/(lAve)  
全体標本に対する列標本 5 本の平均値最大バラツキ度 : ((lAve - tAve)+(lCon95)+(sCon95))/(lAve)

また, Table 5.5 は, 同様の従来型 GM の 1 ロットからのサンプルングにより, 物性値のバラツキ度合いを検討したものである. 供試体は, 1 ロット GM の右端, 中央, 左端をそれぞれ 21 個ずつサンプルングした.

サンプルング位置を特定しない場合の供試体平均値 (5 本) の最大バラツキ度は, 信頼度 95%で,  $M300$  : 2.0%,  $T_B$  : 2.9%,  $E_B$  : 3.3%である. 製造ロット番号が既知の場合のバラツキ度は, この程度以下であると考えられる. サンプルング位置を北, 中央, 南に特定すると, 供試体平均値の最大バラツキ度は, 信頼度 95%で,  $M300$  : 1.1%,  $T_B$  : 1.2%,  $E_B$  : 1.4%になる. 物性変化実験を継続する場合は, サンプルング位置を固定するのが有意義であることがわかる. 因みに, 列方向に 21 個サンプルングした時の平均値の最大バラツキ度は, 信頼度 95%で,  $M300$  : 0.5%,  $T_B$  : 0.6%,  $E_B$  : 0.7%である. 物性変化実験の初期値を特定する際, 20 サンプル程度を採っておけば, 初期値のバラツキ度合いをほぼ考慮する必要がないと考えられる.

Table 5.5 従来型 GM の 1 ロットデータ分析結果

統計諸数値	M300(MPa)			引張強さ(MPa)			切断時伸び(%)		
	北	中央	南	北	中央	南	北	中央	南
列平均値(lAve)	5.45	5.46	5.49	9.22	9.05	9.19	499	488	494
列最大値	5.59	5.58	5.56	9.37	9.25	9.35	508	505	503
列最小値	5.29	5.38	5.35	9.01	8.79	9.09	482	473	485
列標準偏差(lStd)	0.070	0.066	0.059	0.097	0.126	0.064	6.6	8.1	5.9
列標本平均値信頼度 95%	0.030	0.028	0.025	0.041	0.054	0.027	2.839	3.444	2.525
列標本平均値最大バラツキ度	0.005	0.005	0.005	0.005	0.006	0.003	0.006	0.007	0.005
列標本 5 本平均値信頼度 95%	0.061	0.058	0.052	0.085	0.110	0.056	5.818	7.057	5.175
列標本 5 本平均値最大バラツキ度	0.011	0.011	0.009	0.009	0.012	0.006	0.012	0.014	0.010
全体標本に対する列平均値の最大バラツキ度	0.009	0.006	0.009	0.011	0.017	0.007	0.017	0.018	0.005
全体標本に対する列標本 5 本の平均値最大バラツキ度	0.020	0.017	0.019	0.021	0.029	0.013	0.028	0.033	0.016

従って、今回の経時物性変化実験においては、サンプリング位置を GM 中央、GM 左端、GM 右端に特定しているので、調べた結果は、基本物性値に 2%以上の相違があれば、物性が変化していると判断してもよいということになる。

さて、経時物性変化実験結果から、基本物性値の変化度合いについて、上述したバラツキ度を考慮すると、概ね次のことがいえる。

- a.  $E_b$  は、経時物性変化を起こさない。ただし、製造直後はやや低下し、長期的には、変動があるものの若干の低下を示す傾向がみられる。
- b.  $T_b$  は、製造直後から4日目まで（幅方向はもう少し長く）かなり大きく低下するが、それ以降は一定値を保持する。長期的には、変動があるものの若干大きくなる傾向がみられる。
- c. M300は、製造直後から4日目（幅方向は7日目）までは低下するが、それ以降、再度徐々に大きくなり、2ヶ月かかって一定値になる（幅方向は長期的には緩やかに大きくなる傾向がみられる）。

以上のことから、仮説①に関しては、次のようにいえる。

$E_b$  については、少なくとも3ヶ月以内には経時変化を起こさないもので、もし、物性変化が生じていれば（Table 5.5によると、オリジナルGMの初期物性値に対して3%程度以上の物性変化があれば信頼区間95%で有意に）、曝露等による物性変化である。今回の現場サンプリング実験の場合、105%以上の保持率を示している「確認試験」と「第2回試験」は、出荷時試験が物性が安定する前になされたか、暴露等による物性変化を受けている可能性がある。

$T_B$ については、製造後4日程度以降は経時変化を起こさないもので、もし所定の初期物性値に対して変化が生じていれば（同様に3%以上の物性変化があれば有意に）、曝露等による物性変化である。今回の現場サンプリング実験の場合、初期物性値の設定に課題は残るが、すべての供試体が、現場において既に曝露等による物性変化を受けている可能性がある。因みに、変化度の小さい「第4回試験」の供試体は、晩秋にサンプリングされたものである。

M300については、経時変化を起こす。しかし、2～3ヶ月で5～7%程度であるので、3ヶ月以内に5～7%以上の物性変化が生じていれば（同様に7～9%以上の物性変化があれば有意に）、曝露等による物性変化である。今回の現場サンプリング実験の場合、「第4回試験」以外の供試体については、現場において既に曝露等による物性変化を受けている可能性もある。

#### 5.2.4 野外曝露による物性変化

次に、仮説②、③に対して、検証を試みた。実験方法は、上述した経時物性変化実験とほぼ同様であるが、次の点が異なる。

- a. 供試体GMは、H社のEPDM系市販品GM（EPDM 70%，IIR 30%）である。H社の製造工場は、農業工学研究所（以下、農工研という）から1時間の距離にあるので、製造直後から農工研で実験を開始できることが選定の理由である。
- b. 供試体GMの厚さは、1.2mmである。経時物性変化実験と併行して行う曝露実験は、GM厚さが薄い方が、実験結果に顕著な差が現れるとの想定からである。
- c. 工場からの移送は、保温箱に入れ、20℃を保持した。なお、製造直後30分の実験のみH社試験室に依頼した。
- d. GMの曝露は、標準状態で2日間養生後、農工研実験棟屋上に南面させ放置した。
- e. 実験供試体数は、各実験時間毎に5本とし、実験結果は5本の平均値を採用した。GMからの打ち抜きは、幅方向に5本つめて並べて採取する方法をとった。従って、時間経過に伴い、採取する位置は長さ方向に移っていつている。
- f. サンプリングを実施した製造後の経過時間は、30分、2、4、8、14時間、1、2、3、7、9、21日、3ヶ月、2年である。

まず、経時物性変化実験の結果を、製造後24時間時の物性を基準としてFig. 5.10に示す。



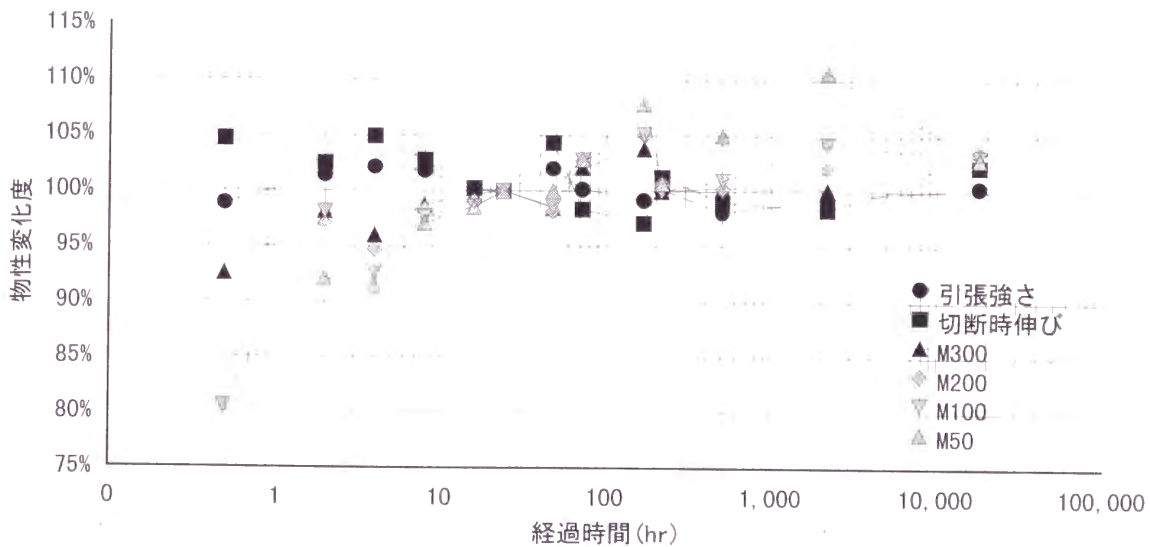


Fig. 5.10 EPDM 系市販品 GM の製造後の経時物性変化度（標準状態養生）  
（H 社製 GM 長手方向 20℃ 製造後 24 時間時点を基準とする）

経時物性変化実験結果にかなりの変動があるが、バラツキ度を考慮すると、その傾向は読み取れる。

- a.  $E_B$ ,  $T_B$ , M300 の基本物性値は、製造後 24 時間以降、今回の試験期間を通じて、製造後 24 時間時点の物性値を保持している。その変動幅は概ね 3% 程度である。
- b. 伸び初期引張応力（M50, M100, M200）は、製造後、物性が安定するまで 3～7 日程度は要すると思われる。また、安定後も変動幅は小さなモジュラスほど大きく、最大 7～10% 程度を示している。

次に、製造後 3 日目から曝露した供試体の経時物性保持率の状況を、標準養生した供試体の経時物性変化度と対比して、Fig. 5.11 に示す。実験結果には、曝露の影響を示す物性変化が明確に生じている。

- a.  $E_B$  は、曝露 3 ヶ月で 10% 程度低下している。その後の低下の進行は、緩やかであると思われる。
- b.  $T_B$  は、曝露の影響を示す変化がみられない。
- c. M300 は、曝露経過時間とともに次第に大きくなっており、2 年経過時点で 15% 程度の増となっている。同様に、伸び初期引張応力 M50, M100, M200 も同程度の増となっている。

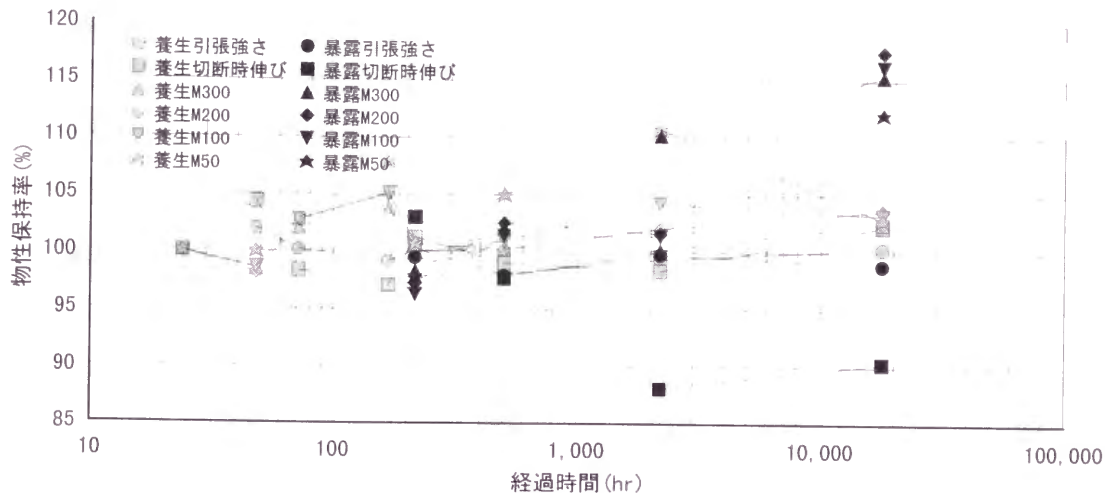


Fig. 5. 11 EPDM 系市販品 GM の物性保持率（野外曝露）

（H 社製 GM 長手方向 20℃ 製造後標準状態養生 24 時間時点を基準とする）

すなわち、仮説②、③に関しては、次のようにいえる。

曝露されることによって基本物性値に顕著な影響が現れるのは、伸びに関する物性値、すなわち、 $E_B$ 、 $M300$ 等である。GMは曝露されることによって硬くなるといえる。その程度は、2年経過時点で10～15%程度である。

H社のGMの場合も、伸び初期引張応力が安定するまで3～7日程度を要する。

### 5.2.5 物性変化要因の影響度

このように、 $T_B$ は、曝露の影響を受けている程度が小さいように物性値としては示される。しかし、GMが硬くなって引張応力が大きくなり、切断時伸び能力が保持され、かつゴム弾性が切断時まで保持されていれば、本来、 $T_B$ は物性値として大きくなるはずである。従って、 $T_B$ が保持されているといえども、GM自体に物性変化は起きていないと判断すべきではないと考えられる。 $T_B$ を物性変化の指標として用いることには注意を要するといえる。

今、 $T_B$ の評価に関して検討するため、現場サンプリング実験結果における3つの基本物性値、 $T_B$ 、 $M300$ 、 $E_B$ の保持率（それぞれ、 $RT_B$ 、 $RM300$ 、 $RE_B$ と表示する）の関係を調べてみると、Fig. 5.12のとおりである。この図には、現場サンプリング実験における25の供試体すべての引張試験データをプロットしている。

この図から、 $RT_B$ と $(RM300 \times RE_B)$ の間に、非常に高い相関関係があることがわかる。なお、Table 5.6 に示すように、 $RT_B$ と $RM300$ 、 $RT_B$ と $RE_B$ の間には、相関関係は全くない。すなわち、 $RT_B$ は、 $RM300$ や $RE_B$ のそれぞれ単独とは無相関であるが、それらの積（エネルギーのアナロジー）で説明されるといえる。従って、EPDM 系GM の場合、物性変化の指標としては、引張応力( $M300$ )、 $E_B$ を用いることが適切である。

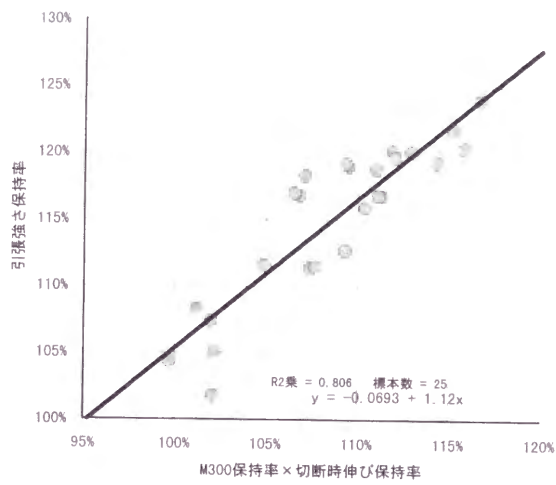


Fig. 5. 12  $RT_B$ と $(RM300 \times RE_B)$ の関係

Table 5.6 基本物性値保持率の相関関係計算結果

$RT_B = a(RM300 \times RE_B) + b$		
Y切片		-0.068
Y評価値の標準誤差		0.027
R <sup>2</sup> 乗		0.805
標本数		25
自由度		23
X係数	1.122	
X係数の標準誤差	0.115	
$RT_B = a(RM300) + b$		
Y切片		0.835
Y評価値の標準誤差		0.058
R <sup>2</sup> 乗		0.104
標本数		25
自由度		23
X係数	0.303	
X係数の標準誤差	0.185	
$RT_B = a(RE_B) + b$		
Y切片		0.762
Y評価値の標準誤差		0.057
R <sup>2</sup> 乗		0.133
標本数		25
自由度		23
X係数	0.372	
X係数の標準誤差	0.198	

以上をまとめると、次のとおりである。

- a. EPDM 系 GM には、製造後も GM 自体の経時物性変化がある。実験をした経過時間の範囲内では、伸び途上の引張応力（M300等）が高まるのが認められた。
- b. 曝露することで物性変化が顕著に現れる物性値は、伸びに関する物性値（ $E_b$ ，M300等）である。
- c. 物性値としての  $T_b$  に低下が現れるのは、伸びに関する物性変化が十分に起こった以降である。
- d. GMの仕様として初期引張応力が規定された場合には、そのオリジナル物性試験は少なくとも製造後3日以上経過してから実施した方がよい。

そこで、今回の現場サンプル実験について、①経時物性変化度、②曝露等の影響度、③初期物性値の不安定度、を試算してみると、Table 5.7 のとおりである。

Table 5.7 物性変化要因の影響度試算

	工場出荷試験時の経過日数	現場サンプル実験経過日数	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K
						B×C	A-D	$F_{M300}$ $F_{EB}$ $F_{TB}$	B-F <sub>M300</sub>	C-F <sub>EB</sub>	E-F <sub>TB</sub>	$=F_{M300}$ × $F_{EB}$ × $F_{TB}$	=A-J
			実験値	実験値	実験値	推定式	③	実験値	経時物性変化分を減	経時物性変化分を減	経時物性変化分を減	経時物性変化の跳ね返し分	経時変化以外の要因
			TB保持率	M300保持率	EB保持率	Aの推定値	推定値との差	経時物性変化度					
確認試験	1	28											
M300				1.06				1.04	0.02				
切断時伸び					1.07			1.00		0.07			
引張強さ			1.19			1.13	0.06	1.00			0.06	1.04	0.15
第1回	3	33											
M300				1.06				1.04	0.02				
切断時伸び					1.02			1.00		0.02			
引張強さ			1.18			1.08	0.10	1.00			0.10	1.04	0.14
第2回	3	39											
M300				1.04				1.04	0				
切断時伸び					1.09			1.00		0.09			
引張強さ			1.20			1.13	0.07	1.00			0.07	1.04	0.16
第3回	1	113											
M300				1.07				1.07	0				
切断時伸び					1.00			0.99		0.01			
引張強さ			1.11			1.07	0.04	1.03			0.01	1.09	0.02
第4回	3	46											
M300				0.97				1.05	-0.08				
切断時伸び					1.05			0.99		0.06			
引張強さ			1.07			1.02	0.05	1.01			0.04	1.05	0.02
主な要因							③		③	②,③	③	①	②,③

表中で、D 欄は Fig. 5.12 に示した  $RT_B$  と  $(RM300 \times RE_B)$  の関係からの推定値であり、E 欄の値（推定値との差）は主として③の要因が考えられる。F 欄は、現場サンプリング実験までの経過日数をもとに、Fig. 5.9 から、 $M300$ 、 $E_B$ 、 $T_B$  の経時物性変化度を読みとった値である。G、H 欄はサンプリング実験における  $M300$ 、 $E_B$  の保持率から F 欄の経時物性変化度分を減じた値であり、I 欄は E 欄の値からさらに経時物性変化度分を減じた値である。これらの欄の値は、②や③の要因の影響度を示しているものと思われる。J 欄は  $T_B$  の保持率に対する経時物性変化度の跳ね返し分をみた値であり、K 欄は  $T_B$  の保持率の①以外の要因の影響度を示しているものと考えられる。

こうした試算結果からみると、「確認」、「第 1 回」、「第 2 回」は暴露などの影響や初期物性値の不安定、「第 3 回」は経時物性変化、「第 4 回」は初期値物性値の不安定や経時物性変化、の要因による影響度が大きいと思われる。ただし、試験値そのもののバラツキ度を考慮すれば、必ずしも適切な評価が出来ていない可能性が高い。今後、継続して実施される GM の耐久性評価の際に見直しが必要である。

### 5.3 GM の経年劣化

#### 5.3.1 30 年を経過した実験池からの IIR 系 GM のサンプリング

##### (1) サンプリングの方法

農工研の IIR 系 GM（IIR 75%，EPDM 25%）を用いた実験池（容量約 40m<sup>3</sup>，GM 施工面積 48m<sup>2</sup>）は、1967 年 12 月、当時の農業土木試験場（1988 年、農業工学研究所に改組）が所在した平塚市内に設置されたものが、試験場の移転に伴い、1977 年 10 月に筑波学園都市の当研究所内に移設されたものである。本 IIR 系 GM 実験池は、現存する合成ゴム系 GM を用いた貯水池としては、日本最古のものであるといわれている。主要な設置目的は、合成ゴム系 GM の長期耐久性実験であり、過去に 6.5 年、10 年、15 年、20 年経過時点でサンプリング実験が実施されている。この 20 年経過時点までの実験結果は、当研究所の研究成果として広く一般に公表しており（長束ら、1990）、農業用貯水池のみならず、厚生省所管の廃棄物最終処分場等の遮水用 GM の設計における極めて重要なデータとして活用されている。



さて、1997 年、本実験池の GM は、30 年を経過した。前回までは、貯水池斜面の面する東西南北の方向を取って区分して採取するほど、外観に著しい物性変化の相違が観察されなかったため、主として南北斜面の GM から水面下、喫水線付近、水面上の任意の箇所を部分的にサンプリングされていた。しかし、30 年目においては、GM 表面の荒れ方や GM 組成中に含まれるカーボンの GM 表面への遊離量が部分的に差が見られることから、東西南北斜面上で、それぞれできるだけ連続してサンプリングが可能な位置を Fig. 5.13 のように選定し、試料を採取した。ただし、図に示すように、過去の数次のサンプリングにより採取箇所が限定され、水面下、喫水線付近、水面上といった試料採取位置による比較が可能な連続サンプリング箇所は極めて限られたものとなった。

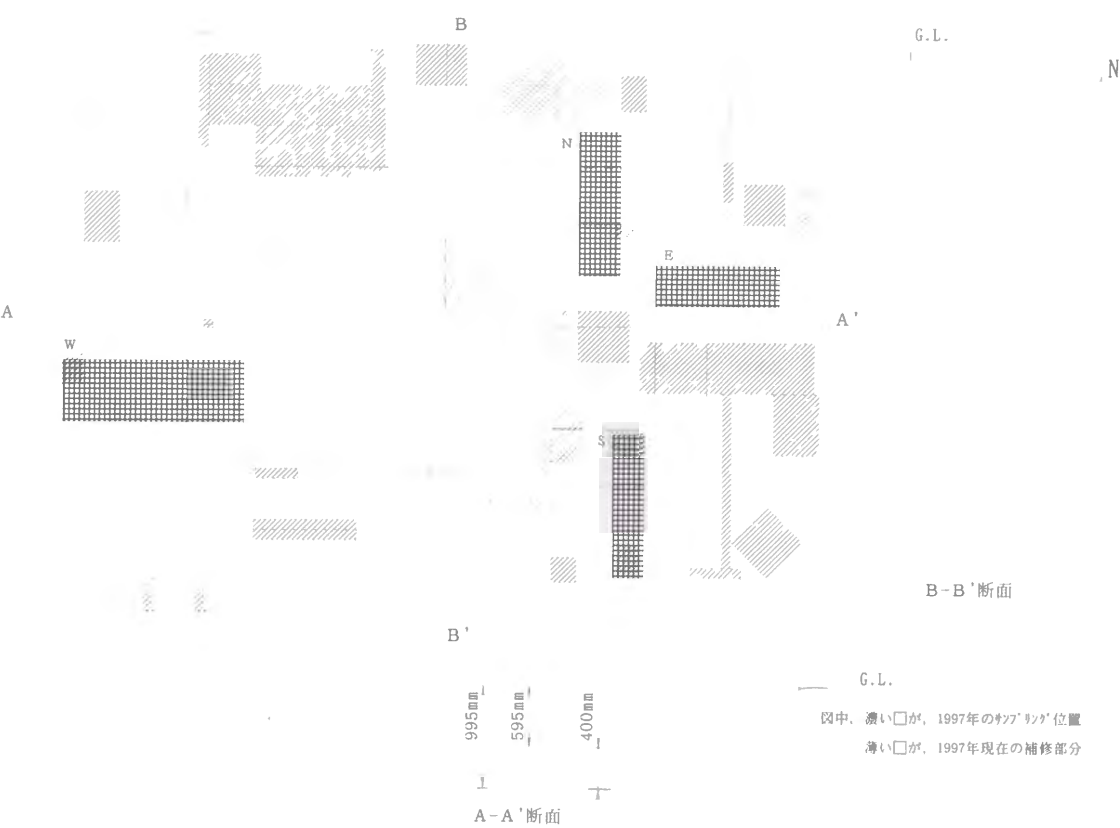


Fig. 5. 13 IIR 系 GM 実験池からのサンプリング位置図

採取した GM からの、引張試験用及び引裂試験用供試体の打ち抜き位置は、Fig. 5.14 に示すとおりである。図中に示す H.W.L.は本実験池の満水位であり、L.W.L は低水位である。

その日常の変動水位幅は、約 40cm であり、満水位時の水深は、約 80cm である。ただし、一時的に低水位以下に水位が下がることが、往々にしてある。



Fig. 5. 14    サンプル GM 上の供試体の位置

(2)    30 年経過時点のサンプリング結果

Table 5.8 は、試料採取位置を水面上、喫水線付近、水面下に区分して、30 年経過時点までの長手方向と幅方向のサンプリング実験結果を示したものである。ここで、注意すべきことは、20 年経過時点の結果は、他の年次の結果が南斜面及び北斜面からのサンプリングによるものであるのに対し、東斜面からのサンプリングによるものであることである。なぜならば、現在の貯水池表面遮水工法においては、GM の長手方向が常に池底に向かうように斜面毎に敷設されるのが通常であるが、当実験池においては、GM の長手方向がすべて南北方向になっているからである。従って、南斜面及び北斜面では、GM の長手方向が池底に向かうように敷設されているが、東斜面及び西斜面では、長手方向が斜面の等高線方向となっており、斜面途中に GM 相互接着部が横断している。特に、Fig. 5.14 に示したように、喫水

線付近は、2本の接着部に挟まれた状況となっている。このような敷設状況の場合には、接着部と一枚GM部の剛性の相違により、1枚GM部分が通常より伸ばされた状態に置かれることがしばしば発生し、GMの経年劣化に大きな影響を及ぼす可能性がある。

Table 5.8 30年経過時点までのIIR系GMの物性

項目	300 M			引張強さ			切断時伸び			引裂強さ		
	水面 上	喫水 線	水面 下	水面 上	喫水 線	水面 下	水面 上	喫水 線	水面 下	水面 上	喫水 線	水面 下
試料採取 長手方向 初期物性	5.0MPa			9.9MPa			520%			300N/cm		
6.5年経過	5.5	5.5	4.7	9.9	9.8	9.5	495	495	535	270	270	270
10年経過後	6.3	5.7	5.6	10.4	10.0	10.7	480	490	505	340	320	310
15年経過後	6.6	6.2	5.8	9.6	10.1	9.8	435	465	475	350	340	320
20年経過後	7.9	6.7	5.6	9.4	<u>9.4</u>	<u>7.7</u>	<u>370</u>	<u>405</u>	<u>390</u>	370	340	270
30年経過後	7.3	6.4	5.9	10.5	9.7	9.4	440	445	470	280	230	290
幅方向 初期物性	4.5MPa			9.3MPa			560%			330N/cm		
6.5年経過	4.8	4.6	4.0	9.4	9.0	8.9	510	500	540	270	270	280
10年経過後	5.6	5.3	5.0	9.9	9.5	9.7	500	510	520	340	320	310
15年経過後	5.7	5.7	5.3	8.7	9.8	9.3	450	495	485	340	320	320
20年経過後	6.8	6.2	5.1	8.5	9.1	9.1	<u>380</u>	430	475	310	340	330
30年経過後	6.2	5.7	5.1	10.2	7.9	8.2	490	415	480	290	280	260

- ・ JIS K 6301 加硫ゴム物理試験方法による。ただし、引裂試験片の形状は、初期はA型、経過後はB型である。
- ・ 6.5, 10, 15年経過後のサンプリング位置は南斜面及び北斜面であり、20年経過後は東斜面である。30年経過後は、南斜面及び北斜面のデータを用いている。結果は、それぞれの試料採取位置毎の全体の平均値である。

そこで、Table 5.8 に示した結果について検討する前に、試料採取斜面の相違による劣化の変化度合いの差を調べるため（なお、ここでは、東西南北といった斜面の面する方角の相違による劣化程度の差を調べようとしているのではない点に注意されたい。）、低水位を基準として、各斜面の斜距離上に位置する供試体の引張試験結果を Fig. 5.15（長手方向）、Fig. 5.16（幅方向）に、引裂試験結果を Fig. 5.17 に、それぞれ対比して示す。

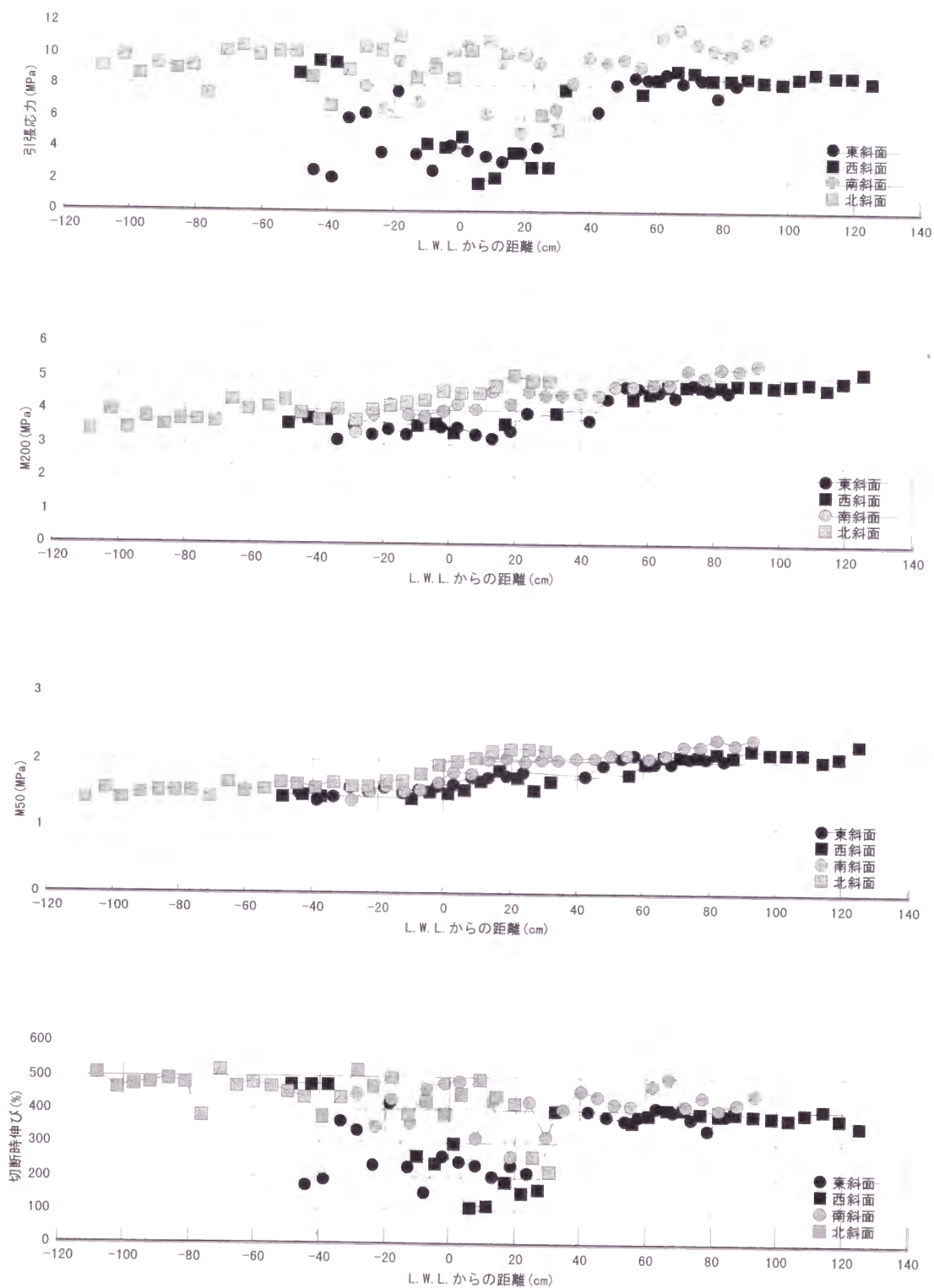


Fig. 5. 15 30 年経過時点の引張試験結果（長手方向）

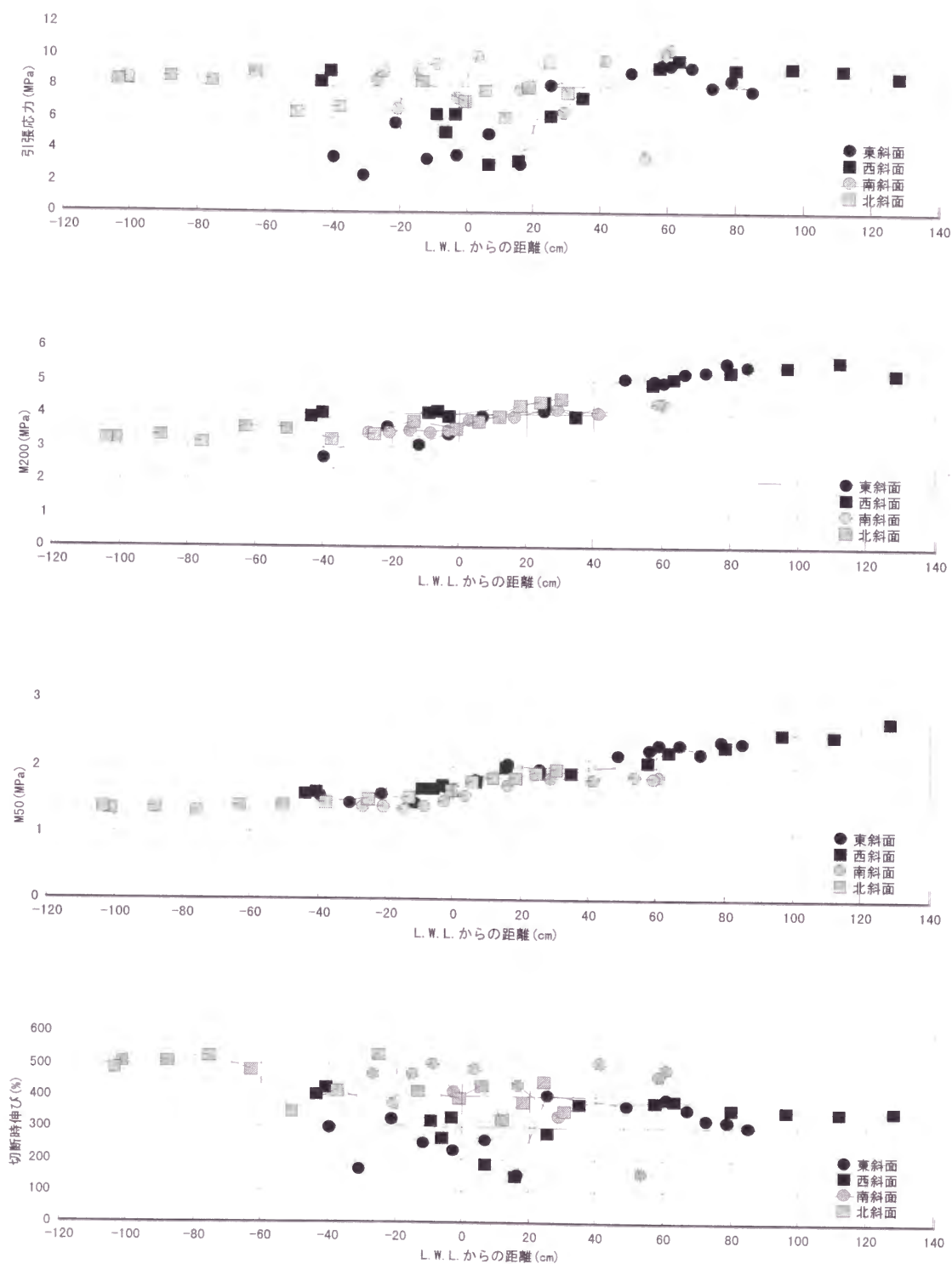


Fig. 5. 16 30 年経過時点の引張試験結果（幅方向）



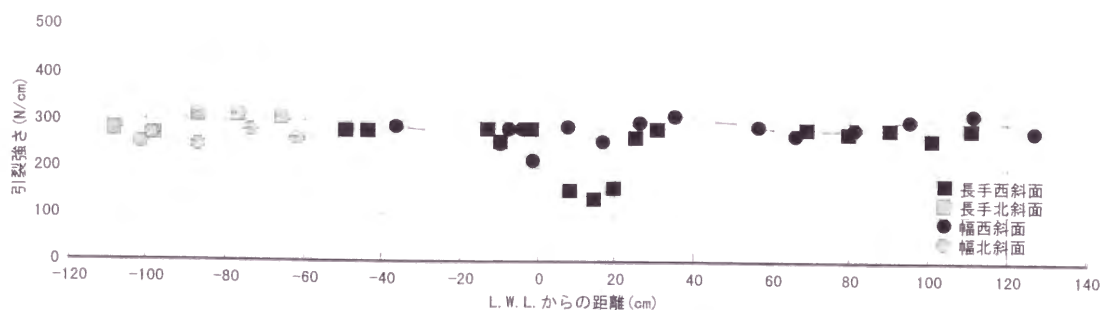


Fig. 5. 17 30 年経過時点の引裂試験結果（長手・幅方向）

明らかに、東斜面と西斜面に敷設された GM の物性値は、南斜面や北斜面に比較して、 $M50$ や  $M200$ に大きな差が無いにも拘わらず、 $T_B$ 、 $E_B$ が劣っている傾向が見られる。特に、2 本の接合部に挟まれた低水位からの斜距離が  $-40 \sim +40\text{cm}$  の区間の劣化は著しく、非常に大きな差異が認められる。IIR 系 GM や EPDM 系 GM は、引張された状態で暴露されるとオゾンによる劣化が促進される（木村，1996）という事実が裏付けられた結果となっている。ただし、南斜面や北斜面においても、喫水線付近の物性値の変動は大きく、著しく劣化していることを示す供試体も見られることから、GM の吸水膨潤と乾燥の繰り返しによる劣化の影響も受けているものと考えられる。

なお、この池底から法肩までの連続サンプリング実験結果を総括的にみると、池底から法肩に向かって  $M50$ や  $M200$ といった初期応力は大きく、 $E_B$ は小さく、 $T_B$ はやや大きくなっており、劣化の程度が法肩に向かうほど大きくなる傾向が認められる。しかし、池底の各物性値は、敷設時点の値をほぼ維持しており、常に水中に没する部分の GM の劣化は、限りなく緩慢であるといえる。

さて、Table 5.8 の結果の検討に戻ることとする。こうした敷設方法に起因した劣化が、東斜面から試料採取している 20 年経過後の物性値にも現れていたと仮定すると、確かに、表中に下線を記した  $E_B$  や  $T_B$  のデータには、こうした特異な傾向が見受けられる。一方、引裂強さについても、初期物性値時と経過後の試験片形状が異なることに起因すると思われる特異な傾向が見受けられる。そこで、こうした特異な傾向を示すデータの影響度合いをも考察できるように、初期物性値を基準として、その採取位置毎の経年物性保持率を各物性値について整理して示すと、Fig. 5.18～5.21 のとおりである。

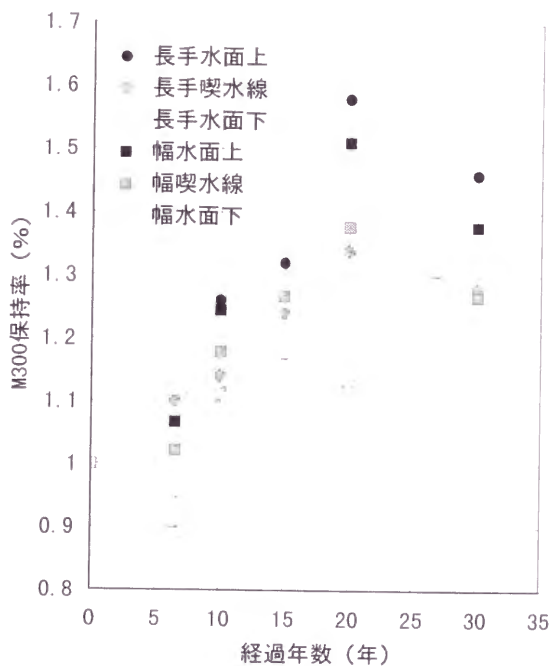


Fig. 5. 18 M300の経年変化

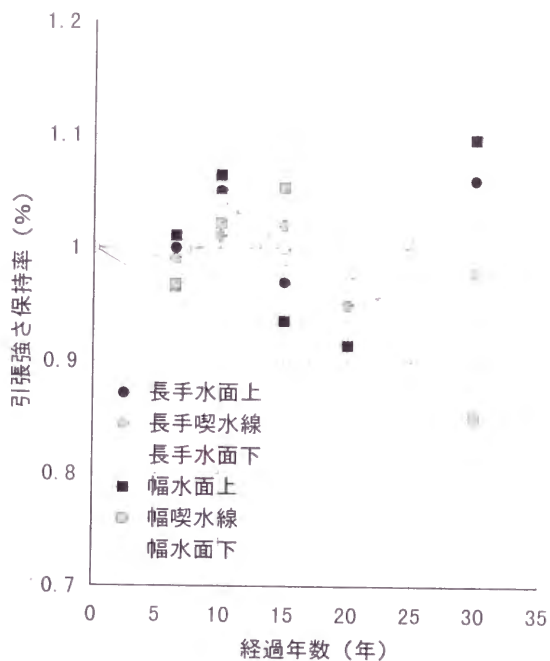


Fig. 5. 19 引張強さの経年変化

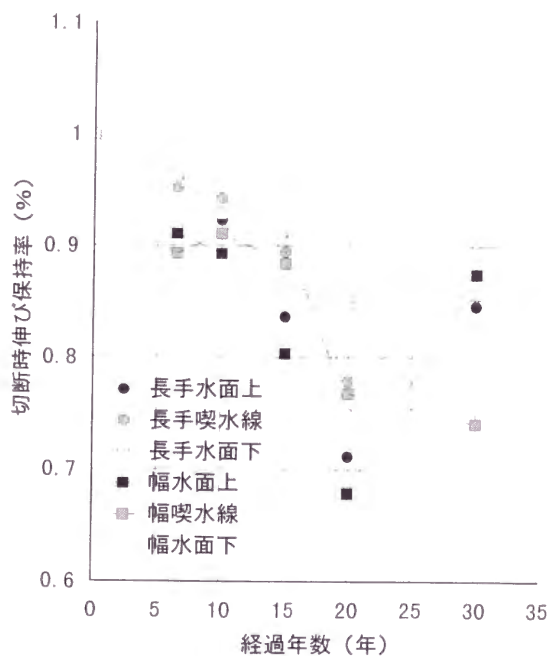


Fig. 5. 20 切断時伸びの経年変化

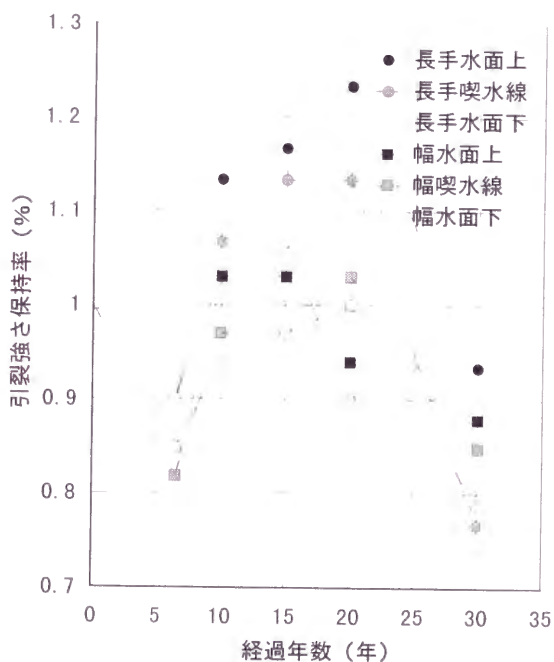


Fig. 5. 21 引裂強さの経年変化

M300は、20年経過時のデータが特異であるとすれば、経年するに従い、全般的傾向として単調に増大している。試料採取位置による物性変化の相違は顕著であり、いずれの測定

年においても水面下<喫水線付近<水面上の順に大きくなっている。また、水面下の値は、10 年経過以降、110～120%の範囲内でほぼ横這いであるにも拘わらず、水面上の値は増大していることから、その差が開く傾向が経年毎に明確になってきている。水面上の GM の劣化が徐々に進み硬くなってきているのに対し、水面下の劣化は小さいといえる。

$E_B$  についても、20 年経過時のデータが特異であるとすれば、経年するに従い、全般的傾向として単調に減少している。しかし、その経年変化速度は緩慢になってきており、幅方向喫水線付近のデータ以外は、30 年経過時点でも 85～90%の保持率を示している。

$T_B$  については、30 年経過後の保持率が、水面上は 105～110%、喫水線付近以深は 85～95%と、その採取位置による保持率の傾向に相違が見られる。これについて、5.2.5 で述べた 3 つの基本物性値、 $T_B$ 、 $M300$ 、 $E_B$  の保持率の関係を調べてみると、Fig. 5.22 のとおりであり、やはり  $RT_B$  と  $(RM300 \times RE_B)$  の間に強い相関関係が見られる。従って、経年劣化の指標についても、 $T_B$  よりも  $M300$  や  $E_B$  を用いるのが適切であるといえる。

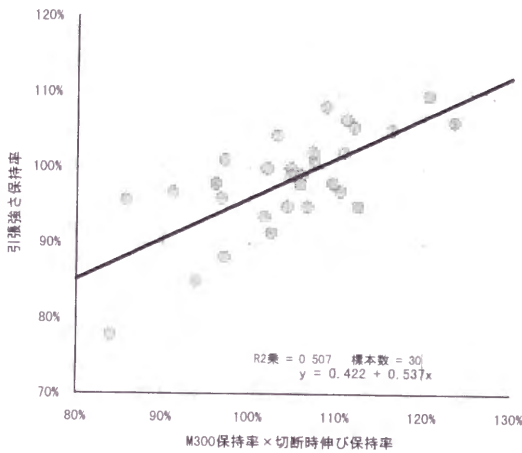


Fig. 5.22  $RT_B$  と  $(RM300 \times RE_B)$  の関係

引裂強さについては、初期物性値のみ試験片の形状が異なる影響が出ている可能性があ

るため、6.5 年後にすべて低下している結果となっているが、以降 15～20 年目あたりまで強さが増し、30 年経過時点では 10～20%保持率が低下している。M300が経年するに従い大きくなっていることから GM は硬くなっているにも拘わらず、引裂強さは低下していることから、引裂強さの保持率は GM の劣化の指標として採用できる可能性がある。

5.3.2 EPDM 系 GM の各貯水池からのサンプリング

GM による表面遮水工法を採用して貯水池を築造した農業農村整備事業関係国営事務（業）所に協力を求め、現地サンプリングを行い、実材令の GM の経年物性変化状況を調べた。なお、協力が得られた貯水池での表面遮水工法に用いられた EPDM 系 GM は、すべて EPDM100%である。サンプリング実施箇所数は、平成 6 年度落水中で、池底部からのサンプリングが可能な貯水池 3 ヶ所（昭和 53～54 年施工 A 局 A 調整池、平成元年施工 B 局 B

調整池，平成 3 年施工 C 局 C 調整池試験池）であり，実験は引張試験及び引裂試験である．この試験値と施工当時の初期物性試験値を比較し，経年物性変化状況を検討した．なお，C 調整池試験池は，GM 敷設面積 514m<sup>2</sup>のうち，北側半分が EPDM 系 GM，南側半分が TPE 系 GM で施工されており，法高 1.1m，法勾配 1：3 である．満水位時の水深は 0.9m 程度であり，かんがい期は水位 0.65～0.9m 間を，非かんがい期は水位 0.3～0.65 間を変動する．この両 GM については，東側法面と西側法面の，天端法肩から池底までの帯状のサンプリングを行い，帯方向に沿って連続して打ち抜いた供試体による引張試験を実施した（TPE 系 GM については，後述する）．

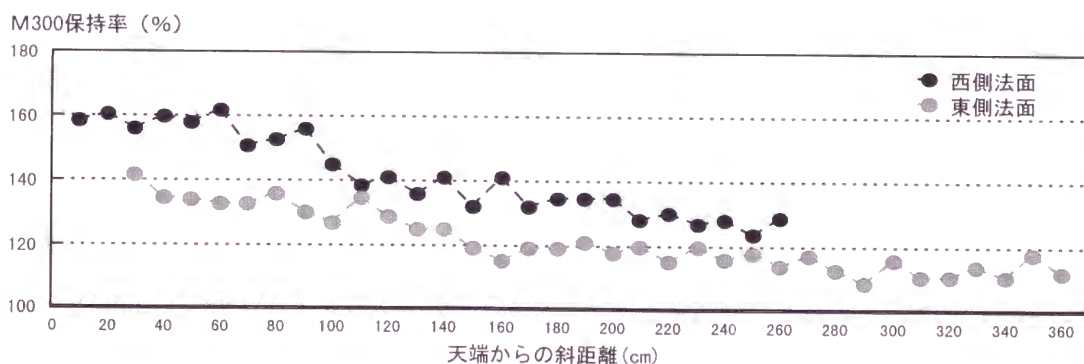
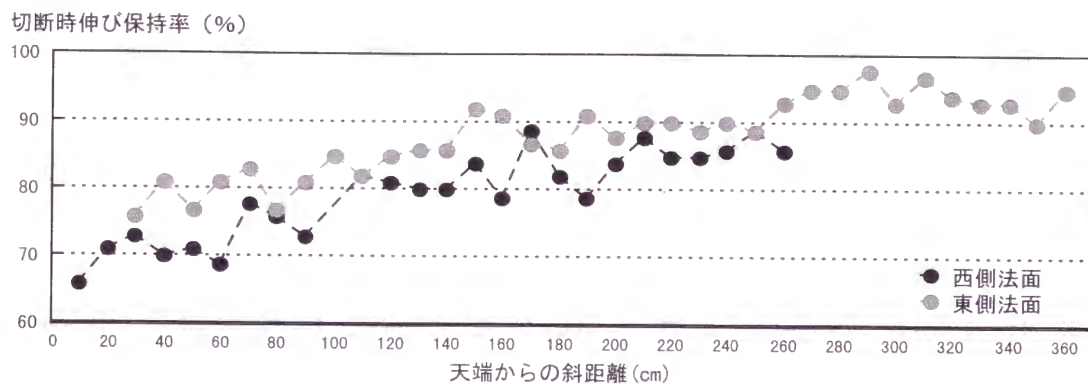
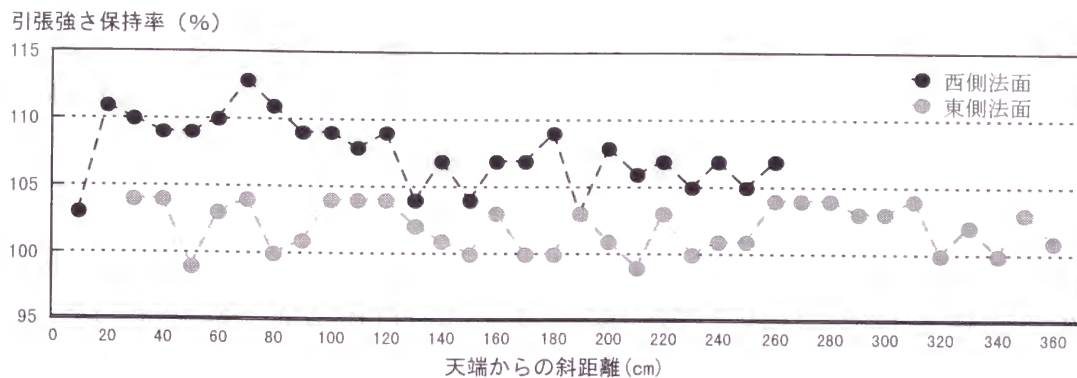
Table 5.9 は，サンプリングを実施した 3 貯水池と前項で述べた農工研実験池の，長手方向・水中底部供試体の引張・引裂試験結果を対比して示したものである．注意を要する点は，前述したように，農工研実験池は IIR 75%・EPDM 25%の IIR 系 GM であり，他はすべて EPDM 100%の EPDM 系 GM であることである．また，B 調整池については，施工時期によって搬入された GM の初期物性値が異なり，サンプリングした GM が何時期の GM であるか特定できないため，物性変化が起こった可能性のある最大値，最小値として示した．

Table 5.9 経年物性変化状況（長手方向・水中底部試料）

	経過年数 年	M300 MPa		引張強さ MPa		切断時伸び %		引裂強さ N/cm	
		初期値	経年値	初期値	経年値	初期値	経年値	初期値	経年値
農工研実験池	10	5.0	5.6(112)	9.9	10.7(108)	520	505(97)	300	310(103)
	15		5.8(116)		9.8( 99)		475(91)		320(107)
	30		5.9(118)		9.4( 95)		470(90)		290( 97)
A調整池	15	4.7	6.8(145)	10.3	11.0(107)	530	495(93)	310	400(129)
B調整池 (Min)	5	6.6	8.9(135)	11.4	12.0(105)	523	416(80)	410	430(105)
		5.5	(162)	9.8	(122)	557	(75)	360	(119)
C調整池試験東側	3	5.5	6.9(125)	9.3	10.6(114)	510	470(92)	380	400(105)
			7.4(135)		11.0(118)		454(89)		400(105)

・（ ）書き内の数値は，保持率（＝経年値/初期物性値）である．

また，Fig. 5.23 は，C 調整池試験池の東側法面及び西側法面からの現地サンプリングの引張試験結果を，その施工当時の初期物性試験値に対する， $T_b$ ， $E_b$ ，M300 の保持率で示したものである．



注) 天端からの斜距離が、60cm 付近：満水位、140cm 付近：かんがい期低水位、240cm 付近：非かんがい期低水位である。

Fig. 5.23 C 調整池試験池からのサンプリング実験結果

前述したように IIR 系 GM である農工研実験池の 30 年間の実験結果では、経年するにつれ、 $M_{300}$ は単調に増大、 $E_b$ は単調に減少、 $T_b$ と引裂強さは  $M_{300}$ と  $E_b$ の結果として一旦増大した後減少する。この経年現象が EPDM 系 GM にも当てはまるとすると、3 貯水池と



も、伸びに関する性能（ $M300$ ， $E_B$ ）が低下してきている傾向にあるものの、強さに関する性能（ $T_B$ ，引裂強さ）が低下する段階までには至っていない。

C 調整池試験池で行った連続サンプリングの結果では、池底から法肩に向けて徐々に物性変化が大きくなっている。何れの位置を対比しても西側の方が、東側に比べて、より物性変化が大きい。このことは、従来から言われている、熱や紫外線によって物性変化、あるいは劣化が促進されるということを裏付ける結果となっている。また、3 つの基本物性値の保持率の関係は、Fig. 5.24 のとおりであり、強い相関関係が見られる。

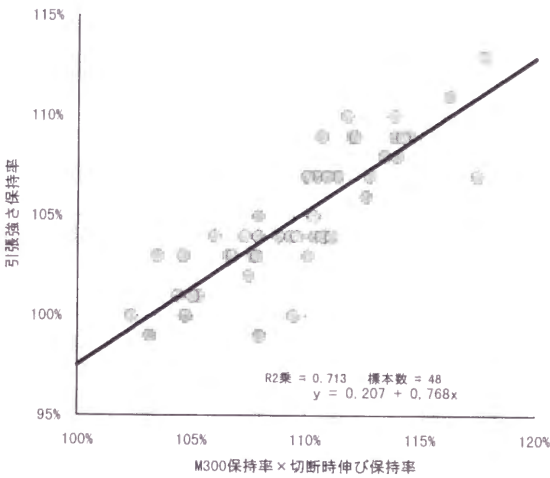


Fig. 5.24  $RT_B$  と  $(RM300 \times RE_B)$  の関係

B 調整池については、施工が多年度に跨り、かつ、施工中も現場条件に則した GM の物性改良がなされており、供試体の初期物性値が特定できないことから、必ずしも物性変化、若しくは劣化が通常に比べ早いとは明言できない。しかし、GM 敷設後初期湛水までの露出期間が長かったことの影響が大きいと推測され、C 調整池実験池のサンプリング実験結果から類推すると、貯水を開始する前の段階で、物性変化がかなり進んでいた可能性が高いと考えられる。

15 年間覆土下にあった A 調整池の GM は、 $E_B$  が 7% 低下しているものの、 $T_B$ ， $M300$ ，引裂強さは増大している。特に、 $M300$  と引裂強さの増大が著しい。敷設されていた環境条件を考慮すると、熱や紫外線による影響を受けない GM の経時物性変化特性を明確に示しているものと考えられる。

5.3.3 寒冷地用 GM のサンプリング

寒冷地用 GM を貯水池斜面に使用した丸山調整池では、GM の長期耐久性を調査する目的で、GM の斜面敷設工事がほぼ完了した 1996 年 10 月、貯水池の東西南北 4 斜面に経年物性変化調査用 GM を設置した。調査用 GM の設置に当たっては、Fig. 5.25 に示すように、サンプリング時に本体 GM に損傷を与えないよう配慮し、本体 GM の上に基布入 GM を敷設し、その上に調査用 GM を敷設した。また同時に、敷設した調査用 GM と同じロットからサンプリングした供試体の引張試験を実施し、初期値を確定した。

1997 年 10 月、無湛水状態で 1 年間暴露された GM の物性変化状況を調査するため、東西南北斜面の調査用 GM からサンプリングを行うとともに、恒温室に保存した同ロットからサンプリングを行い、引張試験を実施した。採取した各 GM の長さ方向から 5 本ずつ打ち抜いた供試体の初期値に対する最大、最小、平均保持率を Fig. 5.26 に示す。恒温室に保存した供試体の物性変化は、M300 が 2% の増、 $T_B$ 、 $E_B$  が 1% の減と極僅かであるのに比べ、現地から採取した供試体は、M300 が 7 ～ 11% の増、 $T_B$  が 4 ～ 11% の減、 $E_B$  が 6 ～ 14% の減と大きくなっている。特に、南向き斜面（北斜面）の物性変化が大きい。また、 $T_B$  が暴露 1 年間で減少に転じるのは、一般

市販品の EPDM 系 GM では見られない傾向である。これについては、2.3.4 で述べたように、寒冷地用 GM の原材料配合を一般市販品に比べ若干増減していることが要因と考えられるが、例えば、 $T_B$  は 2 ～ 3 割、 $E_B$  は 0.5 ～ 1 割程度、初期物性値自体が高いことから、一般市販品に絶対値としては劣るものではない。こうした物性変化の傾向を踏まえ、今後も、慎重に物性変化の推移を観察していく必要があると思われる。

### 5.3.4 TPE 系 GM の試験池からのサンプリング

C 調整池試験池においては、EPDM 系 GM と同時期（1991 年 9 月）に TPE 系 GM が敷設されている。そこで、1995 年 6 月、約 4 年を経過した時点で、本 GM の現地サンプリングを 5.3.2 で述べた EPDM 系 GM と同様の方法で行った。実験結果を、Fig. 5.27 に示す。

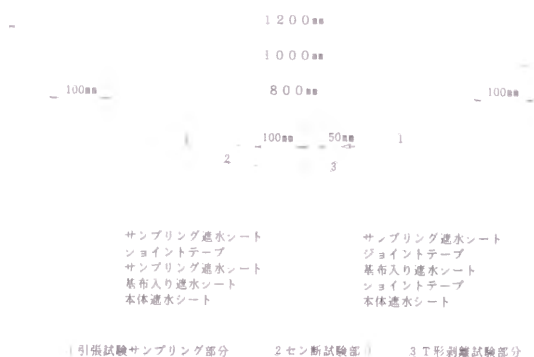


Fig. 5.25 調査用 GM の敷設状況

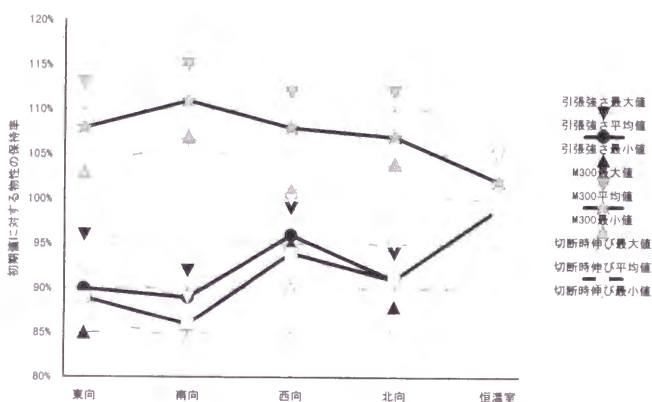
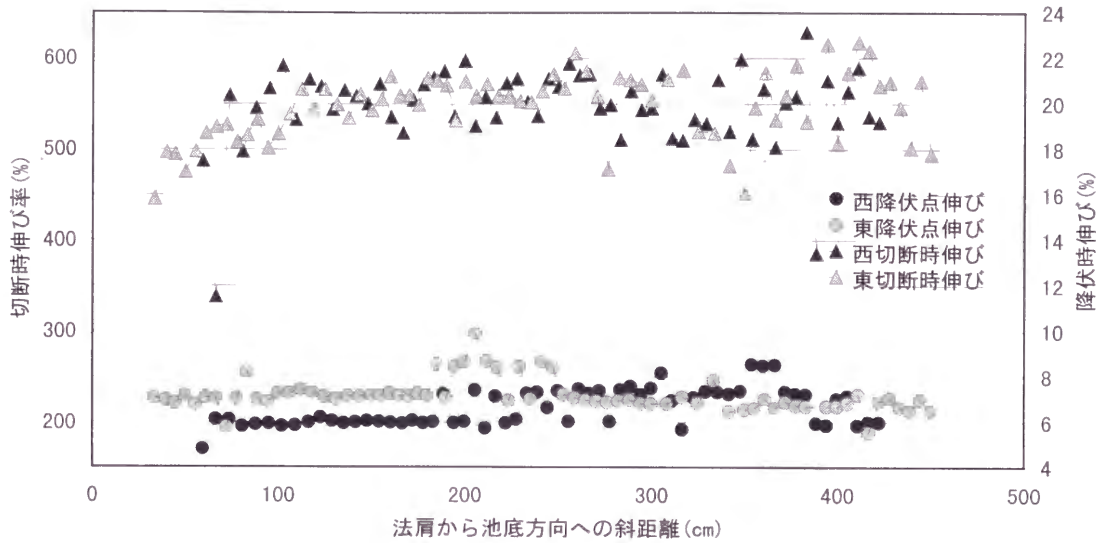
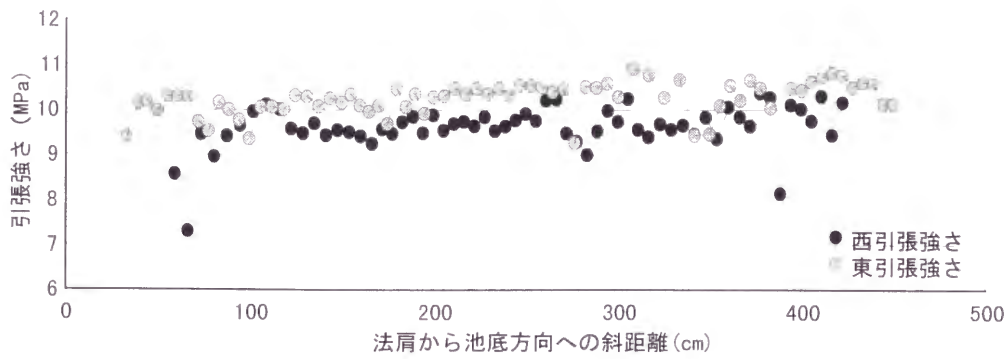


Fig. 5.26 寒冷地用 GM の物性変化  
(現地暴露 1 年)



注) 天端からの斜距離が、60cm 付近：満水位，140cm 付近：かんがい期低水位，240cm 付近：非かんがい期低水位である。

Fig. 5.27 C 調整池試験池からのサンプリング実験結果

この GM の敷設時の物性値は、引張強さ 9.9MPa、切断時伸び 570%である。この初期物性値に比較して、引張強さについては、西側法面の満水面より上で著しい低下が見られる。また、東側法面では強度が全体に増しているのに対し、西側法面では強度低下が見られる。伸びに関する性能については、両法面共に、かんがい期低水位より上で切断時伸びの著しい低下が見られる。降伏時伸びについては、初期値が測定されていないので物性変化度を特定できないが、西側法面の非かんがい期低水位より上で低下が起こっていると推測される。総じて、日射熱や紫外線などを多く受ける部位の劣化が進んでいる傾向にあるといえる。

5.3.5 18年を経過した実験池からのASパネルのサンプリング

(1) 実験方法と実験結果

農工研野外材料実験フィールドに設けられたASパネルを使用した実験池は、1978年1月に施工されたものである。施工後18年を経過した1996年1月、Fig. 5.28に示す位置（北側斜面、北側池底、南側斜面、南側池底）より試料を採取し、その採取位置の相違による諸物性値の差異を調べる実験を行った。実験項目は、回収アスファルトの軟化点、針入度、ASパネルの密度、吸水率、引張強さ、透水係数、耐水圧性、接合部の水密性である。



Fig. 5.28 ASパネル実験池からのサンプリング位置図

(a) 回収アスファルトの軟化点及び針入度

北側斜面からサンプリングした厚さ約15mmの試料を厚さ方向に概ね3等分に切断し、上層、中層、下層に分けた。各層別の試料毎にトリクロロエチレンにて溶解させ、遠心分離器を使用してフィラー、繊維を沈殿させ、アスファルトを回収（アブソン法）、抽出し、供試体を作製した。軟化点試験結果（各4試料の平均値）をFig. 5.29に、針入度試験結果（各3試料の平均値）をFig. 5.30に示す。

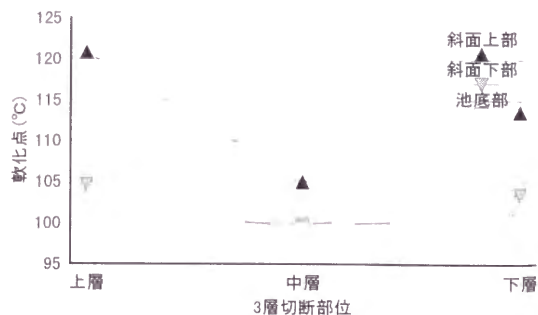


Fig. 5.29 試料採取位置と軟化点

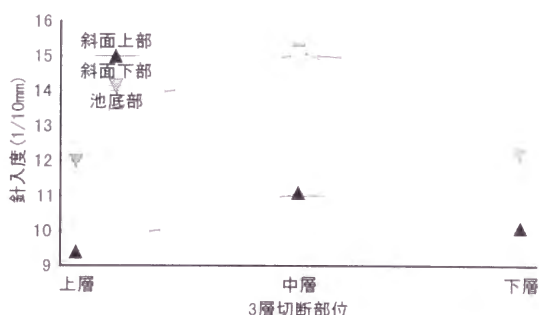


Fig. 5.30 試料採取位置と針入度

斜面下部や池底部に比較し、斜面上部は明らかに軟化点が高く、針入度が小さい。また、いずれの試料採取位置においても、AS パネル層断面内において物性の差が見られ、中層部の軟化点が低く、針入度が大きい。AS パネル層断面の観察においても、上下の極表層部以外は極めて新鮮なアスファルトであった。

#### (b) AS パネルの密度及び吸水率

北側斜面上部、下部、池底部の各 3 供試体（それぞれ 9 試料）について、粗骨材の比重及び吸水率試験方法（JIS A 1110）に準拠して実施した。ただし、浸水時間は 24 時間（20℃）、乾燥温度は 50℃、乾燥時間は 48 時間とした。密度試験結果及び吸水率試験結果を Fig. 5.31 に示す。AS パネルの密度は、斜面上部の方ほど大きい。また、その吸水率は、斜面上部が斜面下部や池底部に比べ明らかに小さい。斜面下部は池底部に比べやや小さい。

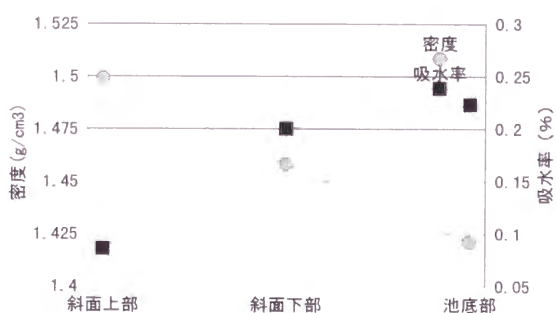


Fig. 5.31 試料採取位置と密度・吸水率

#### (c) AS パネルの引張強さ

引張試験は、南北斜面（斜面の上の方から、上段、中上段、中下段、下段に区分）及び池底から L300×W50 の大きさに切り出した供試体（各 3 試料）を用いて、引張速度 100 mm/min、実験温度 20℃の条件下で実施した。実験に先立ち、採取位置毎の供試体厚さを計測した結果（計測箇所数：斜面部各 60 点、池底部各 30 点）は、Table 5.10 のとおりである。



Table 5.10 引張試験用供試体厚さ計測結果

	最大値	最小値	中央値	平均値	標準偏差
北側斜面	18.1	11.1	14.4	14.4	1.31
北側池底	15.8	13.2	14.0	14.1	0.55
南側斜面	15.1	13.0	13.9	14.0	0.55
南側池底	14.7	12.6	13.6	13.6	0.50

一般に、AS パネルは基盤の不陸に対し、粘弾性により追従するとされている。斜面からのサンプリング時において、この現象が確認でき、基盤の凹部では AS パネル厚さが厚くなり、その直上では薄くなっているのが観察された。特に、南面する北斜面では、こうした現象が顕著であった。Table 5.10 の結果においても、供試体厚さの標準偏差に、それが端的に現れている。施工時における過度の不陸は、経年的には AS パネルに局所的な厚さの増減を発生させる危険性があるといえる。

引張試験結果を Fig. 5.32 に示す。斜面の上方ほど、引張強さが大きい結果となっている。斜面上部の引張強さ 1.5MPa は、池底部の引張強さ 0.9MPa の 1.7 倍である。

#### (d) AS パネル透水係数

北側斜面上部、下部、池底部の各 3 供試体について、Fig. 5.33 に示す実験方法にて小型圧力容器を用いた変水位透水試験を実施した。結果は、測定時の水温  $t_\theta$  に対する透水係数  $k_{t_\theta}$  を次式で算定し、補正係数により水温 15℃に対する透水係数を算定した。

$$k_{t_\theta} = 2.3 \frac{ad}{A(t_2 - t_1)} \log \frac{h_2}{h_1} \quad \cdots \cdots (6.1)$$

ここで、 $a$  : スタンドパイプの断面積 ( $\text{cm}^2$ )、 $d$  : 供試体の厚さ ( $\text{cm}$ )、 $A$  : 供試体の断面積 ( $\text{cm}^2$ )、 $(t_2 - t_1)$  : 測定時間 (sec)、

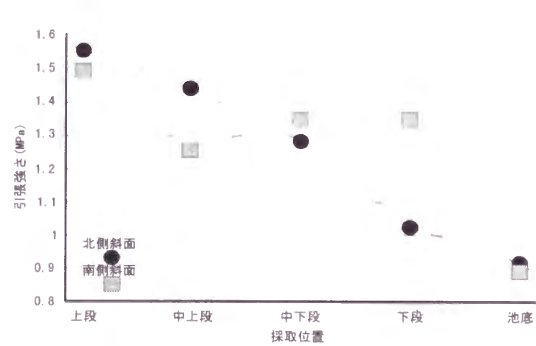


Fig. 5.32 引張試験結果(100mm/min, 20℃)

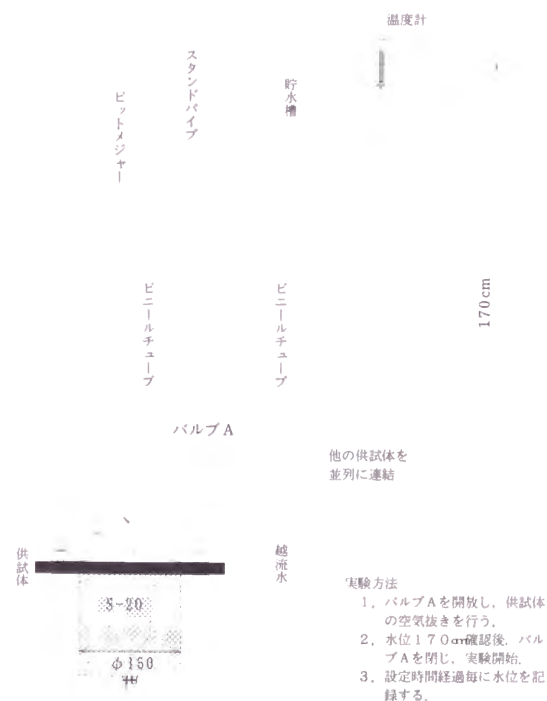


Fig. 5.33 変水位透水試験概要

$h_1$  : 時刻  $t_1$  における水位 (cm),  $h_2$  : 時刻  $t_2$  における水位 (cm) である.

実験結果を Fig. 5.34 に示す. 透水係数は, 実験開始時から透水係数が安定するまで, いずれの測定時間においても, 斜面上部<斜面下部<池底部の傾向にある. なお, 実験経過時間とともに透水係数がどの供試体も小さくなっている. これは, 供試体に付着・侵入したシルト質分の再侵入の影響と考えられる. 実験初期の透水係数は  $1 \times 10^{-9} \text{cm/s}$  程度であり, 中島らの実験値 (1972) である  $2.59 \times 10^{-9} \text{cm/s}$  に近い値である.

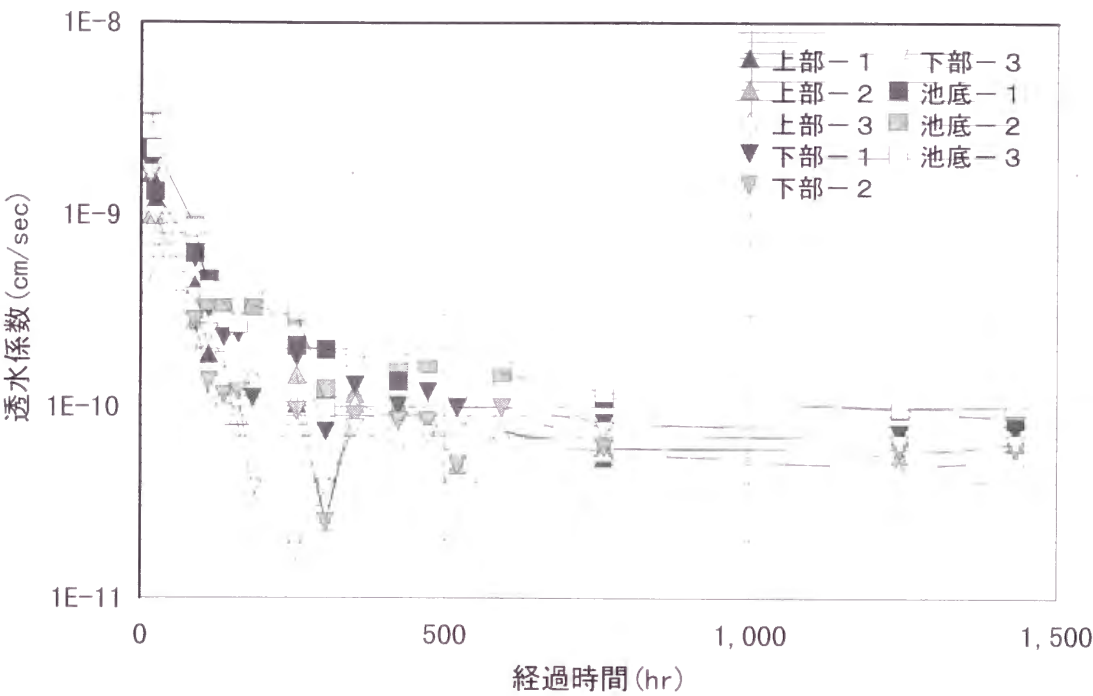


Fig. 5. 34 変水位透水試験結果

(e) AS パネルの耐水圧性及び接合部の水密性

耐水圧実験は, 変水位透水試験に引き続き, 供試体そのままの状態にして, 水圧負荷装置を切り替えて実施した. 従って, 耐水圧実験の基盤材は, S-20 切り込み砂利である. 一方, 接合部の水密性実験供試体は, Fig. 5.28 に示した北側斜面及び北側池底の AS パネルジョ

Table 5.11 耐水圧・水密性実験結果

No.	法面上部供試体(MPa)			法面下部供試体(MPa)			池底供試体(MPa)		
	1	2	3	1	2	3	1	2	3
耐水圧	1.3	0.7	1.7	0.7	1.7	0.7	1.7	0.9	1.7
水密性	1.7 以上	1.9 以上	1.7 以上	1.7 以上	1.7 以上	1.7 以上	1.7 以上	1.7 以上	1.7 以上

イント部から採取したものである。実験は、小型圧力容器に基盤材として砂を敷き詰め、採取したジョイント部 AS パネルを Fig. 5.35 のように加工して行った。水圧負荷条件は、Fig. 3.35 のとおりである。Table 5.11 に、実験結果を示す。

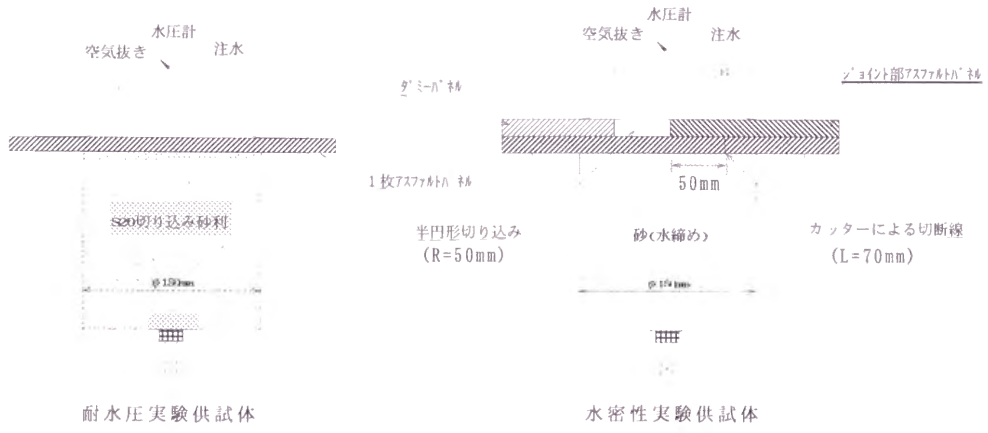


Fig. 5. 35 耐水圧・水密性実験供試体模式図

耐水圧は、池底供試体が僅かに大きい傾向がうかがえるが、供試体毎のバラツキが大きく、耐水圧性に試料採取位置の相違による明確な差は見い出せない。しかし、実験後の碎石の AS パネルへの食い込み状況には試料採取位置によって差が見られ、斜面上部の試料より斜面下部や池底部の試料の方が食い込み量大きい。

接合部の水密性については、いずれの供試体も 1.7MPa 以上の水圧負荷に対しても漏水を生じていない。

(2) 物性変化度についての考察

施工時点での諸物性値が明らかでないことから、物性変化の程度を特定して数量化できないが、各実験結果から、次のことがいえる。

- a. 回収アスファルトの軟化点や針入度は、試料採取位置や層断面内位置により明らかに差が見られる。アスファルト混合物は経年暴露されると軟化点は高くなり、針入度は小さくなる（伊藤ら，1996）ことから、AS パネルの経年劣化は、数 10cm 以深の水中では緩慢で、かつ AS パネル層の上下の極表層部のみが速いと推定される。
- b. AS パネルの密度や吸水率は、試料採取位置との相関が見られる。これについては、斜面上のアスファルト混合物は、長期の自重クリープにより空隙率が低下すると報告されてい

る（伊藤ら，1996）ことから，密度や吸水率も経年変化しているものと考えられ，日射熱の影響をより大きく受け自重クリープが起こりやすい位置ほど，それらの経年変化が大きいものと推定される．ただし，3.6.3 で使用した AS パネルの密度  $1.351\text{g/cm}^3$  に比べると，どの試料採取位置の供試体も大きく，全体に密度が上がっていると考えられる．

c. 引張強さは，水面上方ほど大きく，試料採取位置との相関が見られる．暴露の影響をより強く受け，針入度が小さく密度が大きくなるなど，硬く緻密になるほど引張強さが増大するものと考えられる．なお，2.7 の実験に使用した AS パネルの引張強さは，引張速度  $100\text{mm/min}$ ，温度  $20^\circ\text{C}$  の条件下で  $3.5\text{MPa}$  程度，本実験池の施工時点より 10 年前になされた実験結果（海老名ら，1966）では，引張速度  $10\text{mm/min}$ ，温度  $20^\circ\text{C}$  の条件下で  $1.8\text{MPa}$  程度，あるいは 1991 年にメーカーが実施した実験では，引張速度  $10\text{mm/min}$ ，温度  $20^\circ\text{C}$  の条件下で  $1.0\text{MPa}$  程度であることから，AS パネルの引張強さは，配合等を変更することにより大きく変わることが想定され，本実験池に敷設された AS パネルは，比較的引張強さの小さなパネルが使用されたものと推測される．

d. 透水係数は，水面上方ほど小さく，試料採取位置との相関が見られる．これは密度や吸水率の変化度合いを勘案すると，空隙率の増減傾向と一致している．自重クリープ等による AS パネル層の緻密化の影響が現れているものと思われる．

e. 耐水圧性は，試料採取位置の相違による明確な差は見られない．しかし，4.2.5 で使用した AS パネルは，厚さが  $10\text{mm}$  であつたにも拘わらず，S-20 の基盤条件で  $2.9\text{MPa}$  以上の耐水圧性を示していることから，相対的に全体が硬く脆くなっている可能性が考えられる．なお，碎石の AS パネルへの食い込み状況は，水面上方の方が小さいことから，基盤の凹凸に追随する粘弾性には差が生じているといえる．

f. 接合部の水密性は，どの部位も経年劣化による剥離等は起きていない．

以上のことから，20 年近くを経過した実験池に使用された AS パネルは，水面下上方ほど物性変化が大きくなっているが，遮水材としての性能に支障をきたすような劣化は生じていないといえる．

## 5.4 まとめ

GM の力学的物性の変化は、製造後の GM 自体の内的経時物性変化と曝露などの外的要因による物性変化が複合された結果である。従って、GM の劣化状況などの力学的物性変化特性を検討する際には、指標となる物性値の適切な選定とその初期値の設定が重要である。この点について、EPDM 系 GM を例に調べた結果は、次のとおりである。

- a) EPDM 系 GM には、製造後も GM 自体の内的経時物性変化がある。製品により GM 自体の経時物性変化を示す物性値の特性に相違はあるが、少なくとも製造後 3 日以上のも物が安定した後の物性値を初期値とすべきである。
- b) 曝露することで物性変化が顕著に現れる物性値は、伸びに関する物性値（例えば、 $E_b$ 、 $M300$ ）である。強さに関する物性値としての  $T_b$  は、その保持率が、 $E_b$  と  $M300$  の保持率の積と高い相関がある。一般に、曝露されると  $M300$  は高まり、 $E_b$  は低下することから、 $T_b$  はそれらの相対的变化に左右されることとなる。従って、 $T_b$  を物性変化の指標として用いることには注意を要する。

供用中の調整池や実験池からのサンプリングによる各種 GM の実材令の経年劣化特性は、次のとおりである。

- c) IIR 系 GM については、池底から法肩に向かって、徐々に劣化の程度が大きくなる。しかし、池底の各物性値は、30 年を経過しても敷設時点の値をほぼ維持しており、常に水中に没する部分の GM の劣化は、限りなく緩慢である。各物性値の劣化特性については、 $M300$  は単調に増大、 $E_b$  は単調に減少、 $T_b$  は  $M300$  と  $E_b$  の保持率の積によりほぼ決定される。
- d) 最長 15 年を経過した供用中の調整池や試験池の水中底部から採取した EPDM 系 GM については、いずれの貯水池とも、伸びに関する性能（ $M300$ 、 $E_b$ ）が低下してきている傾向にあるものの、強さに関する性能（ $T_b$ 、引裂強さ）が低下する段階までには至っていない。池底から法肩まで連続サンプリングした 3 年経過の試験池においては、池底から法肩に向けて徐々に物性変化が大きくなっており、 $T_b$  保持率は  $M300$  と  $E_b$  の保持率の積と強い相関関係がみられる。東西斜面を対比すると、西側の方が東側に比べて、より物性変化が大きく、日射熱や紫外線などによって劣化は促進されるといえる。



- e) 約4年を経過したTPE系GMについては、引張強さ、切断時伸び、降伏時伸びのいずれも、西側法面の水面より露出する部位での物性変化がより大きく、総じて、日射熱や紫外線などを多く受ける部位の劣化が進んでいる傾向にある。
- f) 18年を経過したASパネルについては、日射熱の影響をより強く受ける部分ほど、回収アスファルトの軟化点は高く針入度は小さい、ASパネルの密度は大きく吸水率は小さい、引張強さは大きく透水係数は小さいといった、試料採取位置による物性の差がみられる。しかし、いずれの部分も高い耐水圧性を維持しており、接合部の水密性も問題がないことから、遮水材としての性能に支障をきたすような劣化は生じていない。

以上の結果から、GMの劣化の程度は、常に水没する池底部か、日射熱や紫外線などの影響を直接受ける斜面部の特定部分か、といった敷設される位置によって大きな差異があることが明らかである。常に水没する部分の耐久性は、現在、一般に経済性の検討に採用されている耐用年数20～30年よりも十分長く、表面遮水材としての機能に何ら支障を生じないといえる。従って、設計段階でGMの劣化の進行を織り込んだ配慮、例えば、劣化が比較的早く進行する可能性のある喫水線付近のGMは当初から補強をしておく、あるいは遮水機能上問題となった段階でその部分のみ更新を行う、という方針を採用すれば、経済性はさらに高まるといえる。また、貯水池の運用管理において、可能な限り、貯水を高めに維持することが、GMを用いた表面遮水工法の全体としての耐久性を高めることに有益であるといえる。

## 引用文献（第5章）

- Bernhard,C., Girard,H. & Gousse,F.(1995) : Laboratory and in situ Studies on the Durability of Geomembranes, Fifth International Conference on Geotextiles, Geomembranes and Related Products, pp.1149～1152
- 海老名芳郎・菊岡保人（1966）：アスファルト板の物理試験，農業土木試験場技報C（造構）第1号，p.23
- 一色節也（1965）：耐熱老化性，日本ゴム協会会誌 38.10，pp.102～115
- 伊藤隆彦・茨木龍雄・佐藤 治・宮川 真・秀島好昭（1996）：表面遮水壁用アスファルト混合物の耐久性，農業土木学会論文集 182，p.270
- 木村都威（1996）：耐オゾン性ゴム配合について，合成ゴム基礎講座，大成社，pp.71～75
- 久留宮弘幸（1995）：ゴム技術の基礎，日本ゴム協会，p.295

- 増田民夫（1994）：ジオメンブレンの貯水池への適用について，第1回ジオメンブレン技術に関するセミナー，国際ジオテキスタイル学会日本支部・ジオメンブレン技術委員会，p.65
- 三木博史・林 義之（1994）：国内におけるジオメンブレンの現状，国際ジオテキスタイル学会日本支部ジオメンブレン技術委員会，第1回ジオメンブレン技術に関するセミナー，pp.41～42
- 中島保治・田中忠次（1972）：アスファルトフェイシングダムのギャラリー接続部にアスファルトパネルを使用した場合の模型実験，農業土木試験場技報 C（造構）第13号，p.78
- 長束 勇・中島賢二郎・鶴丸雄二郎（1990）：合成ゴムシートの遮水性能－農業用貯水池への適用を目的として－，防水ジャーナル，通巻228号，p.67
- 田中享二（1996）：合成高分子防水材料および防水層の耐候性，第2回日本・韓国建築材料ジョイントシンポジウム論文集，pp.1～14
- 田中享二（1997）：合成高分子防水材料の耐候性/評価と予測，建材試験情報，pp.6～17
- Well,L.W. (1995)：Successful Performance of a CSPE Cover on Water Reservoir， Geosynthetics '95， pp.585～594
- Young,E.B.J & Kovach,C.A.（1995）：Study of the Durability of a PVC Geomembrane-Lined Pond Without Soil Cover， Geosynthetics '95， pp.907～919

## 第 6 章 GCL の遮水性能

### 6.1 概説

高分子材料の代表的なものである合成ゴム系等の GM は、軽量で、扱いやすく、柔軟性・追随性・接着性に優れていることから、利用価値の高い材料である。しかし、安全性や貯水効率の面から検討すれば多少の漏水の許容される、例えば農業用貯水槽のような構造物の底盤遮水材、あるいは遮水層を二重構造とする貯水池等の下層遮水材については、より施工性面・経済性面・耐久性面・維持管理面で優れた材料の開発が現場から要請されている。こうした中で、著者は、欧米を主体として開発されてきている GCL に注目した。この GCL は、高分子材料系の GM と異なり、遮水材そのものは無機系の粘土であることから基本的には材料劣化はないこと、ペントナイトの持つ膨潤性・膠着性により損傷に対する自己治癒性が期待できること、接合は原則的には重ね合わせで特殊技能を必要としないことなどの利点を持つ材料である。こうしたことから、この種の材料の表面遮水材としての設計施工法が確立できれば、極めて有望な遮水材として、広範に利用し得るものと考えられる。

そこで、本章では、先ず、GCL を水深が数 m 程度の貯水槽（ファームポンド）の底盤遮水材に利用することを前提として、実験用に所要層厚を適宜調整できる粒状体型 GCL を試作し、大型圧力容器を用いた実際の施工規模のモデル実験を行い、GCL の遮水材としての利用の可能性を検討する。ここでは、特に、GCL の具体的な現場での施工仕様を見いだすことに焦点を当て、GCL そのものの遮水性能や GCL 相互及びコンクリート構造物との接合方法を検討する（第 2 節）。次に、こうした大型モデル実験による検討結果を踏まえ、GCL の遮水性能をより定量的に明らかにすることを目指して、試験方法を検討した上で試験装置を試作する。この装置を用いて、施工初期の遮水性能に優れる予備膨潤型 GCL 市販品について、施工現場での種々の敷設状況を想定した精密なモデル実験を行い、GCL の遮水性能を明らかにする。ここでは、特に、GCL 相互接合部や GCL とコンクリート構造物との接合部における遮水性能に焦点をあて、GCL による遮水工法を評価する上で重要なポイントとなる GCL 接合部の遮水性能評価法を提案する（第 3 節）。最後に、実際の現場施工を想定した場合に起こりうる、敷設時の損傷、供用時の水みち発生、乾燥亀裂の発生、草根の貫入、繰り返し凍上に対する GCL の自己修復特性、さらに、斜面安定性を明らかにする（第 4 節）。

6.2 施工規模モデルによる GCL の貯水槽底盤遮水への適用実験

6.2.1 試作した GCL

試作した GCL の構成を、Fig. 6.1 に示す。  
ベントナイト層の上下をジオテキスタイルで  
サンドイッチ状に挟んだものである。ここで  
使用しているベントナイトは、層状構造を示  
すスメクタイト系粘土鉱物に属するナトリウ  
ムベントナイトで、層間の  $\text{Na}^+$  の強い水和力  
により、水中で著しく膨潤して安定なゲルを  
生成するナトリウムモンモリロナイトを主成  
分鉱物とする粘土である。なお、ベントナイ

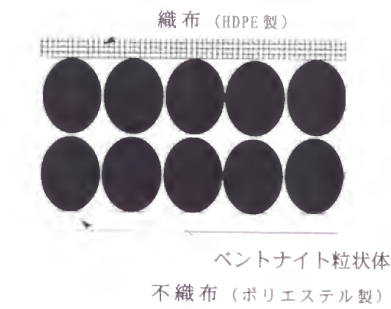


Fig. 6.1 GCL の構成図

ト層は、材料の不均一性を極力押さえる観点から、ベントナイトを一次加工して粒状体とし  
たものを無溶剤系の高分子系接着剤を用いて層状に定着して形成している。また、ジオテキ  
スタイルは、ベントナイト層の保護、可搬性を高めるために使用しており、素材は上面が高  
密度ポリエチレン織布、下面がポリエステル不織布である。Table 6.1 に使用材料の一覧を  
示す。

Table 6.1 使用材料一覧表

原材料	項目	試験方法	試験値
ベントナイト	Na モンモリロナイト分	XRD, DTA	90%以上
	膨潤力	JBAS, ACC 法	23ml/2g
	水分(含水比)	強制乾燥(150)	6～8%
	真比重	ベックマン法	2.38
	嵩比重	JIS-K-6721	0.92
接着剤	軟化温度	JIS-K-2207	80℃
	粘着力(ボールタック)	JIS-Z-0237	20 以上
上層材	材質	JIS-L-1096	高密度ポリエチレン
	厚さ		0.5mm
	重さ		100g/m <sup>2</sup>
	引張強さ		950N/50mm
下層材	伸度	JIS-L-1096	15%
	材質		ポリエステル
	厚さ		0.3mm
	重さ		50g/m <sup>2</sup>
	引張強さ		190N/50mm
	伸度		20%

6.2.2 小型モールド実験

施工規模のモデル実験を行う前に、遮水性能の前提となる、GCL 層の厚さと耐水圧性、遮水材に使用している接着剤の膨潤・透水性状に与える影響度合い、基盤材料を変化させたときの耐水圧性、に関して、Fig. 6.2 に示す小型モールド（内径 200 mm）を用いた基礎実験を行った。

(1) GCL 層厚と耐水圧性

GCL は、ベントナイト粒状体を圧着して遮水層を形成していることから、その耐水圧性状に対する圧着効果の有無を調べるため、ベントナイト粒状体 1～4 層の GCL と、次のようにして作製した試料との比較耐水圧実験を行った。比較試料は、ジオテキスタイル上に、ベントナイト粒状体を 1m<sup>2</sup> 当たり 3～13kg の範囲で所定の量だけ単に散布し、接着剤を含まない粒状体のみで構成された層を形成させ、さらに、その上にジオテキスタイルを覆せたものである。実験は、以下の手順で行った。まず、モールドに基盤材（山砂）を詰め、突き固めた。突き固めた基盤上に GCL、若しくは比較試料を置き、7 cm 厚の山砂で覆土を行った後、注水した。Fig. 6.3 に示すように 3 日間膨潤させた後、15 分間隔で 50kPa ずつ昇圧を行った。ここでは、漏水量の著しい増大が始まった時の水圧を、膨潤後の昇圧に対する GCL の耐水圧限界と判定することとした。

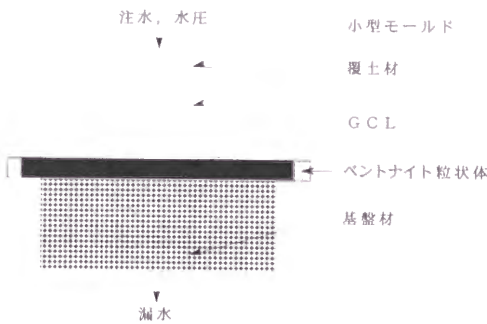


Fig. 6.2 小型モールド実験模式図

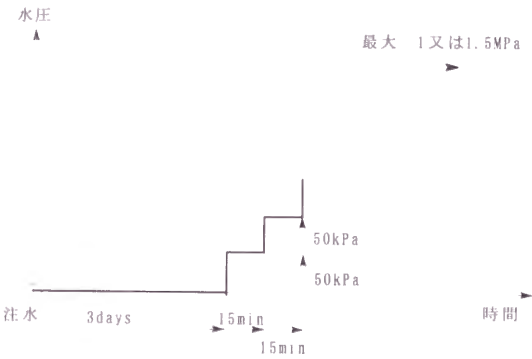


Fig. 6.3 小型モールド実験の昇圧パターン図

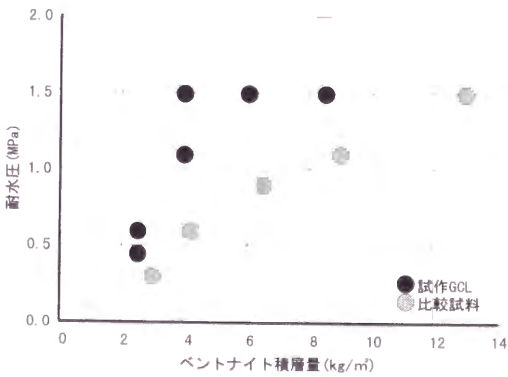


Fig. 6.4 遮水材料の耐水圧性



Fig. 6.4 に結果を示す。比較試料であるベントナイト粒状体単独の積層物は、積層量が増え、その厚さが大きくなるにつれて耐水圧が徐々に増大しているが、耐水圧が 1MPa 以上になるには、積層量が 1m<sup>2</sup> 当たり 8kg 以上が必要である。それに比べ、接着剤でベントナイト粒状体を圧着した GCL の方は、ベントナイト粒状体の積層量が 1m<sup>2</sup> 当たり 4kg 以上で耐水圧 1MPa 以上の値を示し、安定した耐水圧性を示すことが分かった。圧着により積層物の均質化、間隙充填効果等が図られているものと考えられるが、圧着による初期密度の変化が膨潤時や水圧負荷下における遮水層の形成に与える影響度合いについては、さらに検討が必要である。

この結果を踏まえ、以降の実験においては、供試体 GCL に含まれるベントナイト粒状体の重量を 1m<sup>2</sup> 当たり 4.3kg（ベントナイト粒状体 2 層撒き、厚さ 6mm）とした。

(2) 接着剤が膨潤・透水性状に与える影響

供試体 GCL は、前述したように、ベントナイト粒状体をジオテキスタイル間に定着するため、接着剤を用いている。この接着剤がベントナイトの膨潤・透水性状に大きな影響を与えるか否かを確認するため、接着剤を含む供試体（GCL）と含まない供試体（比較試料）について、膨潤・透水性状に関する実験を実施した。

Table 6.2 に、各々 3 供試体ずつ実施した結果の平均値を示す。膨潤厚さ及び含水比は、膨潤期間 2 週間（覆土は山砂 7cm）後の値であり、透水係数は、水圧 50～600kPa 負荷時の値である。接着剤を含む供試体と含まない供試体は、膨潤・透水性状に若干の差はあるものの、接着剤を使用することによる特性の大きな変化は認められなかった。

ただし、含水比において差が認められるように、GCL に用いる接着剤の量を増やすと、局所的にベントナイト粒状

体の膨潤に必要な水の供給が妨げられ、遮水層の形成に時間がかかることが懸念されることから、接着剤は極力使用量を減ずる方が好ましいと思われる。

Table 6.2 接着剤の影響

	接着剤無し	接着剤有り
初期厚さ	5.4mm	6.1mm
膨潤厚さ	19.0mm	19.5mm
含水比	558.7%	403.5%
透水係数	5～1×10 <sup>-9</sup> cm/s	7～1×10 <sup>-9</sup> cm/s

(3) 基盤材料を変化させた時の GCL の耐水圧性

基盤に凸凹があると、膨潤時あるいは圧縮、圧密時に GCL が部分的に薄くなったり破断を起こす可能性が高い。そこで、GCL がどの程度の粒径の基盤材料であれば、膨潤後の圧

縮，圧密時に基盤の不陸にも追随して，ベントナイト層の破断を起こさず，耐水圧性を保持できるかを確認するため，基盤材が山砂の場合と碎石(粒径5～10mm)の場合について，比較実験を実施した．実験方法は，(1)と同様であり，漏水量

の著しい増大がなければ耐水圧性有りと判定した．Table 6.3 に実験結果を示す．基盤材が山砂である場合は，全ての供試体で 1MPa 以上の耐水圧性を保持し，碎石の場合は，500kPa 程度であった．この結果から，膨潤後の GCL は粒径 10mm までの砂利基盤によって生じる程度の基盤の不陸に対して，500kPa 程度までは追随性があると考えられ，水深数mの貯水槽底盤に適用する場合，実用上の耐水圧性を有するものと思われる．

6.2.3 施工規模モデル実験

(1) 実験方法

実際の施工に近似しうるモデル規模で遮水性能実験を行うため，Fig. 4.7 に示した大型圧力容器を用いて実験を行った．実験概要を，Table 6.4 に示す．膨潤期間の設定，ベントナイト膨潤量の経時変化計測方法等，実験条件や実験方法自体が試行錯誤の連続であり，多少各ケース毎に相違はあるものの，できる限り実際の施工方法を評価できるよう考慮しつつ実施した．

Table 6.3 基盤材料による耐水圧実験結果

基盤	耐水圧(MPa)
山 砂	全供試体(9 供試体)とも 1.0 以上
碎 石 (5～10mm 径)	全供試体(5 供試体)のうち， 0.45(3/5)，0.5(1/5)，0.8(1/5)

Table 6.4 実験項目一覧表

Test No.	膨潤期間 (日数)	モデル内容				
		基盤 材料	敷設 GCL	構造物との取り合い		GCL 上載材料
			接合部	水平部	垂直部	
Test 1	7	山砂	無し	接合幅 300mm， Type A	無し	山砂(締め固め無し，厚さ 70mm)
Test 2	7	山砂	無し			
Test 3	7	山砂	有り(幅 200mm，Type B)	接合幅 300mm， Type B	無し	山砂(締め固め無し，厚さ 70mm)
Test 4	10	山砂	有り(幅 100mm，Type B)			コンクリート板 中心部厚さ 100mm
Test 5	7	山砂	無し			
Test 6	9	山砂	無し			碎石(C-40)/山砂 厚さ 70mm/30mm
Test 7	7	山砂	無し			
Test 8	7	山砂	無し	無し	有り	碎石(C-40)/山砂 厚さ 100mm/100mm
Test 9	18	山砂	無し	無し	有り	
Test 10	16	山砂	無し	無し	有り	両者共に締め固め

Type A：GCL 端部のシートを一部剥がし，ベントナイト粒状体を露出させ接合したもの

Type B：重ね合わせ部又は取り合い部にベントナイト粒状体を散布したもの

Fig. 6.5 に示すように、モールド内の周縁部にコンクリートを打設し、中央部に山砂を詰め、振動コンパクタを用いて、十分に締め固めて基盤とした。この上に GCL 供試体を敷設し（具体的な敷設方法は後述）、覆土をした。モールドの蓋を被せボルト締めした後、注水し、GCL が膨潤する期間において、実験を行った。

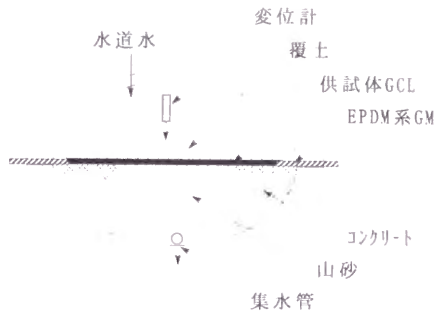


Fig. 6.5 供試体概略図

すべての実験において、モールド内の水圧、供試体上面の変位、漏水量を測定した。モールド内の水圧はモールドに取り付けた水圧計により、供試体上面の変位は供試体上面 3 箇所に取付けた変位計により、漏水量は漏水集水タンクに取付けた差圧計により、各々読み取った。ここで、供試体上面変位測定用の変位計は、覆土が被らないよう供試体上に塩ビパイプを立て、その中空部に位置するように取付けた。

Test 1～8 については、実験中の供試体厚さ  $d$  は、(6.1)式により求めた。

$$d = d_0 + \Delta d \tag{6.1}$$

ここに、 $d_0$ ：実験前の供試体の厚さ、 $\Delta d$ ：実験中の供試体上面の変位

しかし、上式では、実験中に基盤が沈下した場合、供試体の厚みを過小に評価する可能性があるため、Test 9 以降については、供試体の下部にも変位計を取付け、供試体の上下両面の変位より厚さを求めた。

実験中の供試体の透水係数  $k$  は、Darcy 則が成り立つと仮定して、(6.2)式により求めた。

$$k = \frac{Qd}{At p} \tag{6.2}$$

ここに、 $Q$ ：透水量 ( $\text{cm}^3$ )、 $d$ ：供試体厚さ ( $\text{cm}$ )、 $A$ ：供試体面積 ( $\text{cm}^2$ )、 $t$ ：時間 ( $\text{s}$ )、 $p$ ：水圧値 ( $\text{cm}$ ：水頭差)である。

## (2) GCL の膨潤

本節で述べるテストケースは、すべて Table 6.4 に示した膨潤期間（水深 50cm のもとで膨潤）を設けた。Fig. 6.6 に、山砂による覆土厚 7 cm のもとで膨潤させたときの GCL の厚さと時間の関係を示す。各ケース毎に若干の相違はあるが、GCL は、吸水開始後急激に膨

潤して、24 時間で厚さ約 12 mm（初期値に対する増分率（以降膨潤率と呼ぶ）：100%）に達し、その後、膨潤速度は緩やかになり、72 時間で約 14 mm（同：130%）に達した。

この締め固められたベントナイトの膨潤率の時間変化は、次式の(6.3)の双曲線により近似でき、膨潤率の最大値  $\varepsilon_{s\max}$  は、その双曲線の漸近線式(6.4)から算出できると、小峰ら（1995）は提案している。

$$\varepsilon_s(t)=\frac{t}{a+bt} \tag{6.3}$$

$$\varepsilon_{s\max}=\lim_{t\rightarrow\infty}\varepsilon_s(t)=\lim_{t\rightarrow\infty}\left(\frac{1}{\frac{a}{t}+b}\right)=\frac{1}{b} \tag{6.4}$$

$t$ ：時間（min）， $\varepsilon_s(t)$ ：時間  $t$  における膨潤率， $a, b$ ：近似による定数

Fig. 6.7 は、Test4 の膨潤開始後 1 日以降の膨潤率の時間変化を、(6.3)式により近似したものである。この結果によると、最大膨潤率は、235%（厚さ 20.1mm）となる。従って、遮水性能実験を開始した膨潤 10 日後の膨潤度（膨潤率/最大膨潤率）は、0.86 程度であると考えられる。

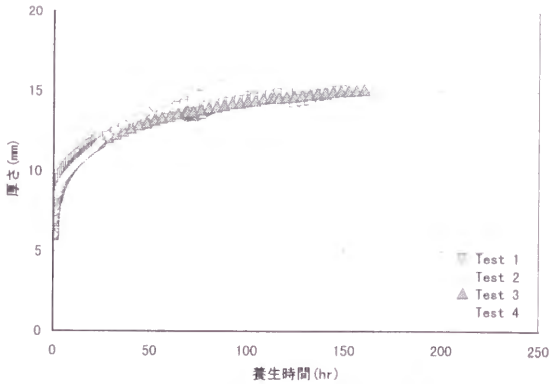


Fig. 6.6 膨潤実験結果

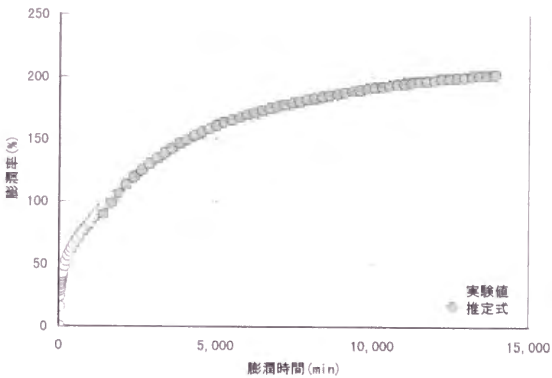


Fig. 6.7 実験値の双曲線近似

### (3) GCL と水平構造物との接合部の遮水性能

現場での施工においては、構造物との接合は避けられない。GCL と水平構造物を接合する場合には、接合面のジオテキスタイル（不織布）を剥がすか、接合面にベントナイトを散布する方法が考えられる。前者は Test1, Test2 で、後者は Test3, Test4 で各々実験した。なお、散布したベントナイトは、GCL を構成している粒状体と同一である。Fig. 6.8 は、Test2 の GCL 敷設状況である。コンクリート構造物と砂基盤との境界は、砂基盤に隅取りを施し、ベントナイト粒状体を散布した。また、GCL 下面の不織布を幅 20cm 剥がして切

断し、コンクリート構造物との接合部幅は 30cm とした。その後、山砂を 7cm 厚さで覆土し、約 160 時間の膨潤期間をおいた後、実験を開始した。

Fig. 6.9 に、Test2 の実験結果を示す。図に示すように、水圧 100～700kPa を段階的に負荷した結果、水圧が上がるにつれて厚みが

小さくなっている。GCL は水圧を負荷することにより、粘性土の圧縮、圧密における構造変化と同様の現象が生じているものと推論される。透水係数については、 $1 \times 10^{-8} \text{cm/s}$  近くを維持しており、水平構造物との接合部も、本体 GCL 部に近い遮水性を有すると判断される。しかし、漏水量は、砂基盤に敷設した部分とコンクリートとの接合部の両方からの透水量を計測しており、接合部の遮水性能評価は十分ではない。

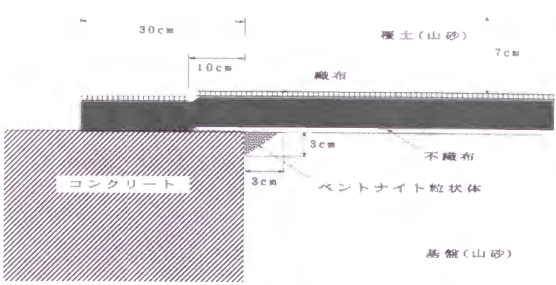


Fig. 6.8 水平構造物との接合部の敷設状況

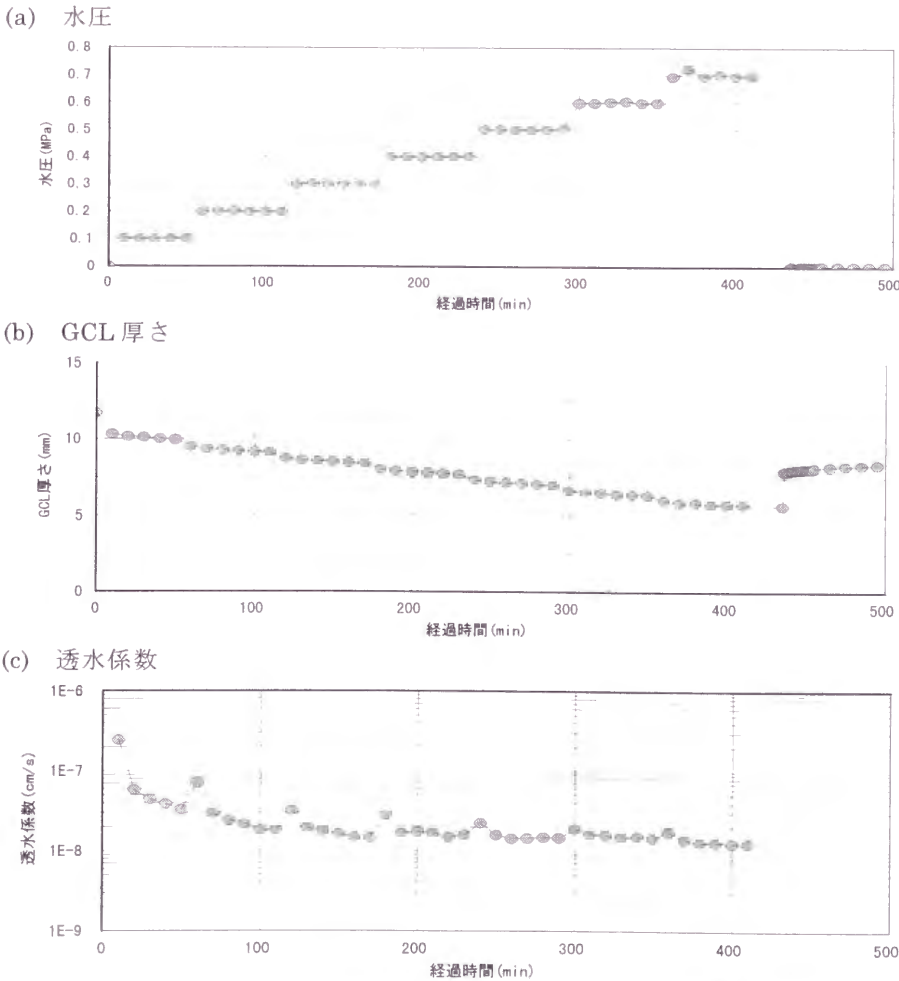


Fig. 6.9 水平構造物との接合部の遮水性実験結果



(4) GCL 相互接合部の遮水性能

GCL は長さ・幅共に一定の制約があるため、施工現場では、GCL 相互の接合の必要を生じる。その方法は種々考えられるが、本論文における実験では、GCL の端部を重ね合わせ、重ね合わせ面にベントナイト粒状体を散布する方法にて行った。

接合幅は 20cm (Tsst3) と 10cm (Test4) の 2 種類、ベントナイト粒状体散布量は 1m<sup>2</sup>

当たり 2.5kg である。Fig. 6.10 は、Test3 の敷設状況を示す。覆土は、山砂 7 cm 厚であり、約 160 時間膨潤させた後、実験を開始した。Fig. 6.11 に Test3 の実験結果を示す。

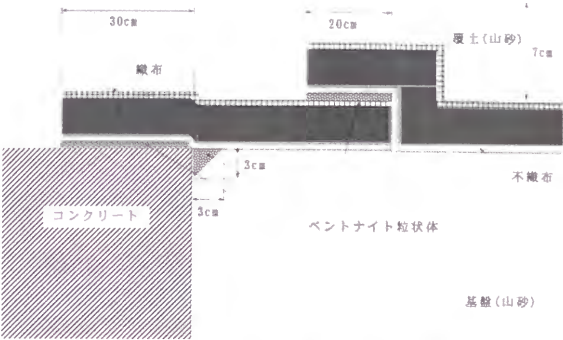


Fig. 6.10 GCL 相互接合部の敷設状況

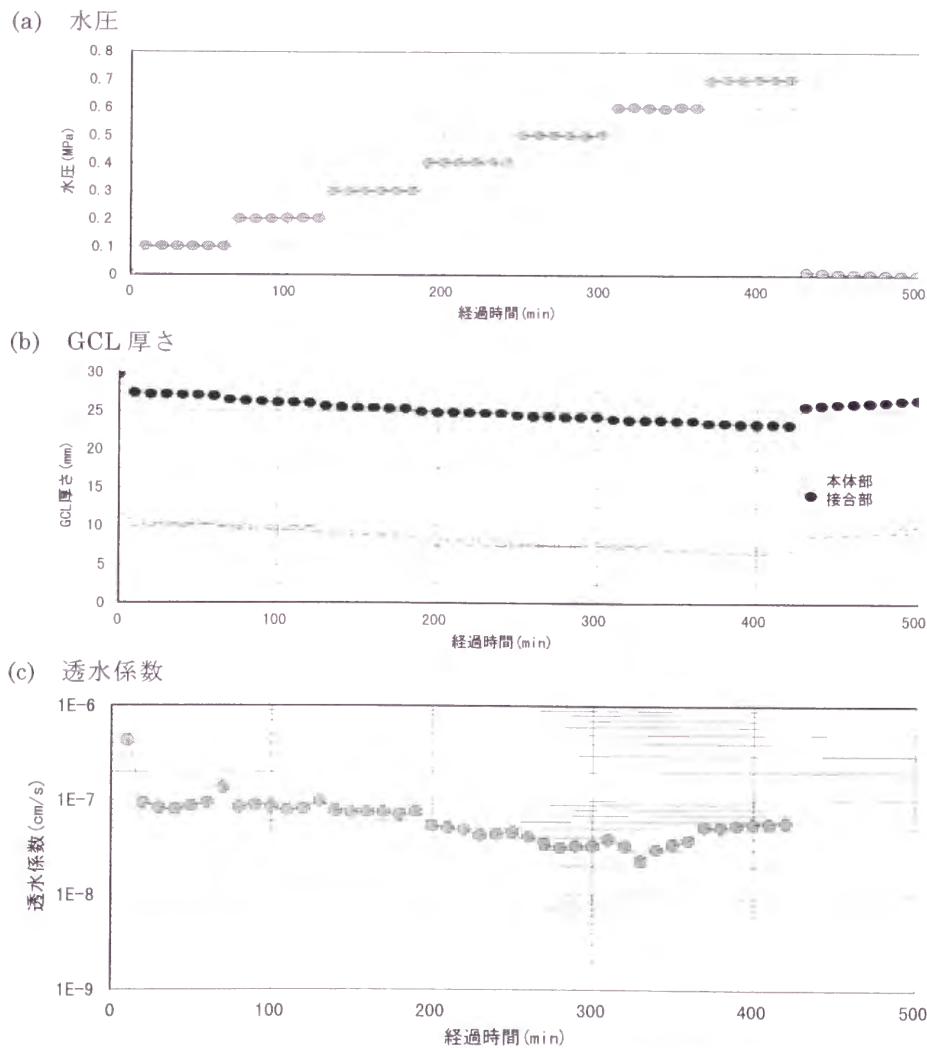


Fig.6.11 GCL 相互接合部の遮水性実験結果

Fig. 6.11(a)に水圧～時間の関係を示すように、水圧は、100～700kPa を段階的に負荷した。Fig. 6.11(b)は、そのときの GCL 厚さ～時間の関係であり、○印は GCL 本体部の、●印は接合部の厚さである。Fig. 6.11(c)は、透水係数～時間の関係であり、水圧が変化しても透水係数は  $10^{-8}\text{cm/s}$  オーダを維持している。

Fig. 6.12 は、この各水圧負荷段階の透水係数について、接合部がない場合 (Test2)、接合幅 20cm の場合 (Test3)、接合幅 10cm の場合 (Test4) を比較して示したものである。接合の有無、接合幅の違いによる差は明確ではないが、いずれのケースも透水係数は、 $10^{-8}\text{cm/s}$  オーダである。GCL に要求される遮水性能が透水係数として  $10^{-8}\text{cm/s}$  オーダであれば、接合幅は 10cm 程度を目安としてよいといえる。しかし、さらに、接合幅と遮水性能の関係を定量的に明らかにする必要がある。

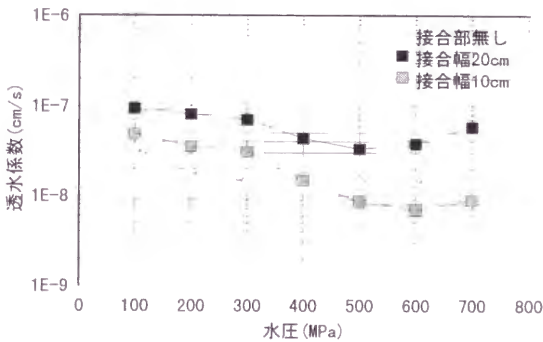


Fig. 6.12 GCL 相互接合部の遮水性

### (5) GCL と垂直構造物との接合部の遮水性能

現場施工においては、垂直構造物との接合を生じる場合も想定され、その方法として、ベントナイト付きシート（片面にベントナイト粒状体が付着したシート、供試体 GCL を上下 2 枚に剥がして作製）を用いる方法を検討した (Test8)。Fig. 6.13 は、その敷設状況を示したものであり、GCL と垂直構造物との接合部において、ベントナイト付きシートを GCL の上下からはさみ、垂直構造物と接触させることにより接合した。覆土は山砂 10cm 厚、碎石 10cm 厚で行い、振動コンパクタにより締め固めた。

Fig.6.14 に Test8 の実験結果を示す。図に示すように、水圧 20～320kPa を段階的に負荷した結果、透水係数は  $1 \times 10^{-7}\text{cm/s}$  近くを維持しているが、水平構造物との接合に比べ、明らかに遮水性が劣る。垂直構造物と

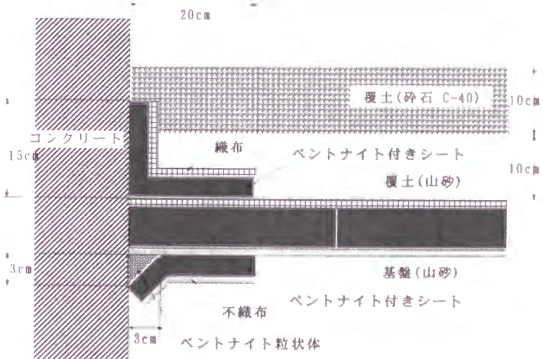


Fig. 6.13 垂直構造物との接合部の供試体  
セット方法

の接合は、施工性も考慮すれば、さらに工夫を要し、設計時点で極力避けるべきである。

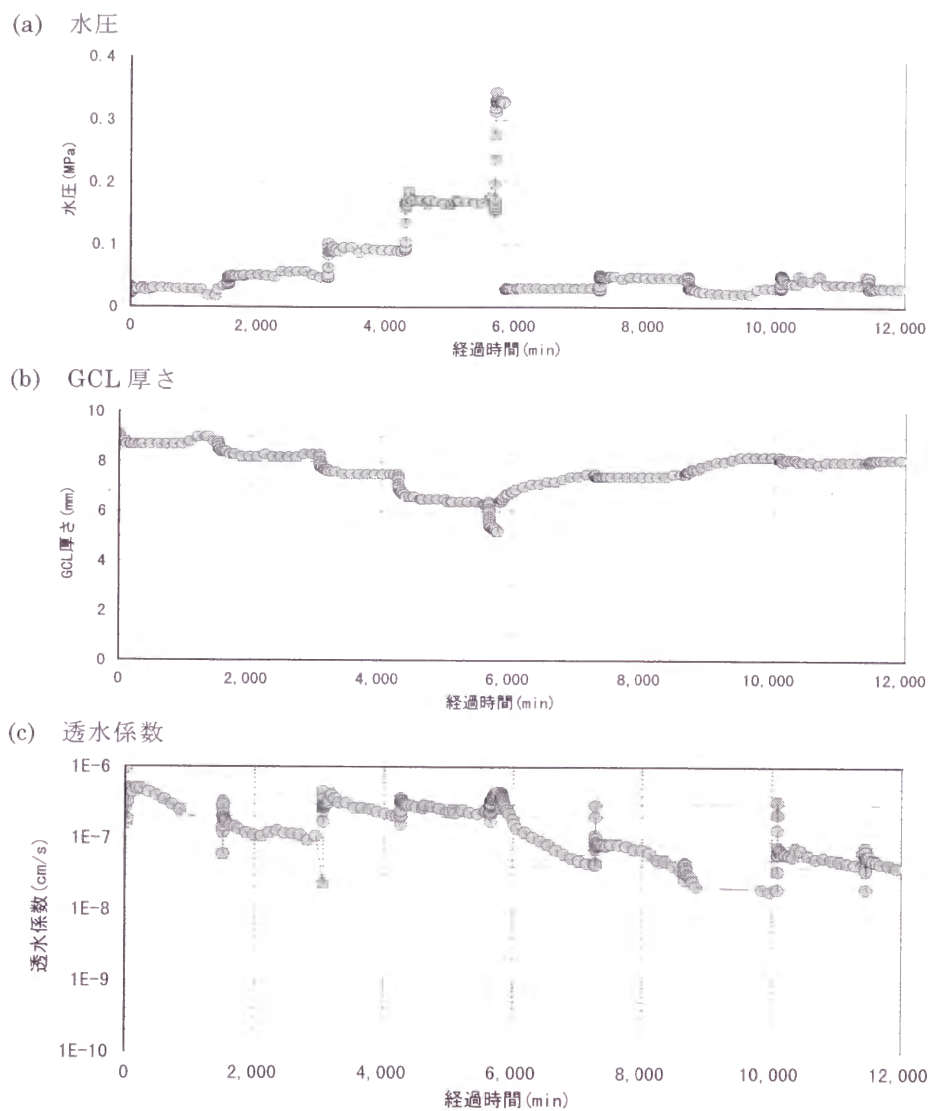


Fig. 6.14 垂直構造物との接合部の遮水性実験結果

6.3 GCL の接合部における遮水性能

6.3.1 実験装置の試作及び実験方法

(1) 実験装置の試作

GCL を貯水池の表面遮水材として利用する場合、GCL 相互接合部やコンクリート構造物との接合部における遮水性を確保することが重要である。しかし、前節におけるモデル実験

においては、その接合部における遮水性能に関する試験法及び定量的な評価法は、検討課題として残った。Cooley,B.H.ら（1995）や高橋ら（1996）は、その計測を試みているが、実験方法は前節で述べた著者らのモデル実験と同様である。そこで、接合部の遮水性能を定量的に明らかにできるように試験方法を検討し、新たに実験装置を試作した。

試作した装置は、Fig. 6.15 に示す構成となっている。実験装置の主となる大型透水試験機の仕様は、Table 6.5 に示すとおりである。その試作の方針は、(a) 供試体容器を着脱式として、実験の効率化を図ること、(b) 従来測定が困難とされていた GCL 相互、GCL とコンクリートといった接合部の遮水性能の計測できること、(c) 供試体からの漏水の様子が目視できること、とした。(a)については、実験を開始するまでに必要な GCL の膨潤養生等に時間を要することを考慮した結果である。(b)については、Fig. 6.16 に示すように、供試体容器の底に直径 5mm の細孔を多数規則的に配置し、これらの細孔群を必要に応じて O リングにより区画割りができる構造とする工夫をした。例えば、GCL の接合部からの漏水は、他を経由してくる漏水と区分して漏水受け容器に導水できること、あるいは GCL の端部処理が不十分な場合に発生する容器壁に沿った漏水は計測値から排除できることをねらった。(c)については、供試体容器をセットする試験機本体の円筒部分を二重円筒方式とし、透明アクリル製の内円筒の耐水圧限界である最大 350kPa までの実験においては、漏水の状況を外から観察できるようにした。なお、ステンレス製の外円筒を併せて装着した場合は、最大

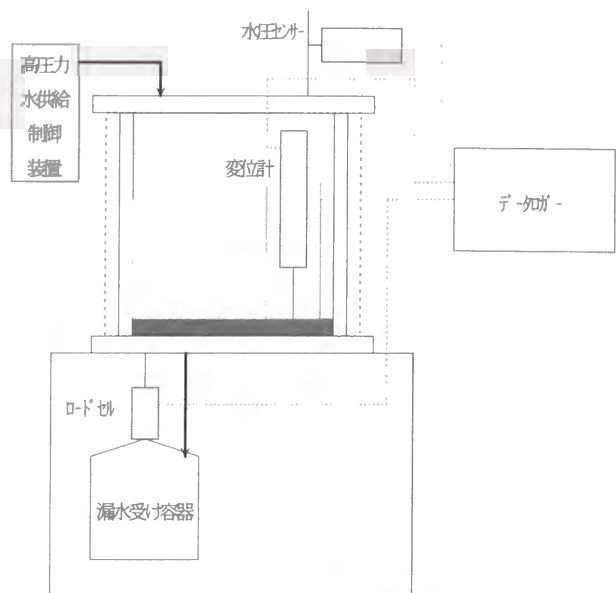


Fig. 6.15 実験装置の構成

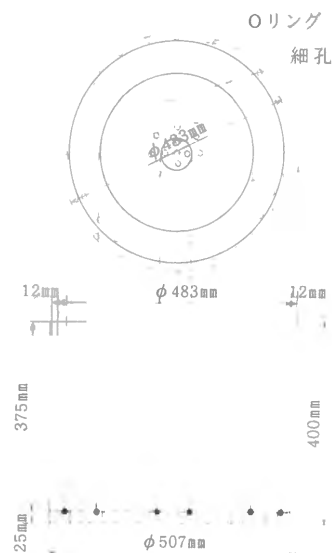


Fig.6.16 供試体容器

1MPa までの実験が可能である。

Table 6.5 大型透水試験機の仕様

本体部		
試験機透水円筒 (二重円筒方式) 供試体容器 変位計アタッチメント容器 試験機上板及び底板 反力支柱 架台	内円筒 $\phi 560 \times \phi 520 \times 400$ mm 外円筒 $\phi 585 \times \phi 560 \times 400$ mm $\phi 507 \times \phi 483 \times 400$ mm, 特殊細孔・変位計治具付 $\phi 560 \times 350$ mm, $\phi 6$ ステンレス鋼球付 $\phi 700 \times 30$ mm, 上板に圧力計付, 底板に特殊溝付 $\phi 40 \times 500$ mm, 両端ネジ, 12 本 800 $\times$ 809 mm	透明アクリル製 ステンレス製 透明アクリル製 ステンレス製 ステンレス製 鋼製 鋼製
計測センサー部		
漏水量 変位量	ロードセル 500 N, 歪ゲージ式 容器 $\phi 360 \times 360$ mm, 30 l 防水型変位計 100 mm, アズサトロン式差動トランス	ヒステリシス 0.05% ステンレス製 ヒステリシス 0.05%
データ収集部		
データロガー	東京測器研究所 TDS-302	パソコンへ接続可能

一方、併せて試作した高圧力水供給制御装置は、100kPa から 3MPa まで任意の水圧の水を、長期定圧負荷条件または繰り返し水圧負荷条件で大型透水試験機等に連続供給できるよう、電磁弁を組み込んで 2 連の増圧装置を自動的に交互運転させるようにしたものである。その仕様は、Table 6.6 のとおりである。

Table 6.6 高圧力水供給制御装置の仕様

仕様概要	供給可能水圧 供給可能水量 圧力発生装置	100kPa～3MPa 0～1 l /min 空圧－水圧置換方式
増圧水供給装置	空圧シリンダー	径 $\phi 300$ mm, ストローク 560 mm, 使用最大圧力 990kPa, 2 台
	空圧タンク エアーコンプレッサー	$\phi 267 \times 650$ mm, 1 台 1.5KW, 200V, 3 相, 900kPa
	水圧シリンダー	径 $\phi 160$ mm, ストローク 560 mm, 使用最大圧力 3MPa, 2 台
	給水タンク	W 300 $\times$ D 500 $\times$ H 300 mm, 1 台
自動制御装置	自動運転タイマー 選択用電磁弁 空圧シリンダ電磁弁 水用電磁弁 除荷用電磁弁	デジタル設定(日, 時, 分, 秒) 3 ポート, 990kPa 5 ポート, 990kPa 2 ポート, 3MPa 2 ポート, 3MPa



(2) 実験に用いた GCL

本実験では、貯水池の表面遮水材として利用する現場における施工を前提としたことから、GCL は市場製品を用いた。その構成は、Fig. 6.17 に示すように、ベントナイト層の上下をジオテキスタイルでサンドイッチ状に挟んだものである。ここで使用されているベントナイトは、材料の不均一性を極力押さえること、敷設直後から遮水性能を発揮させること等の観点から、製造段階で既に予備膨潤されている。さらに、上下のジオテキスタイルは、ベントナイト層の保護、可搬性の確保のために使用されている。なお、本 GCL は、敷設場所に応じて、ジオテキスタイルの構成が変えられている。通常の地盤に敷設する

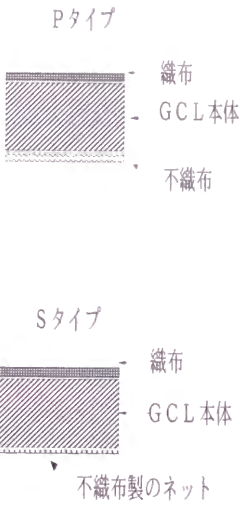


Fig. 6.17 実験に用いた GCL の構成

タイプを標準用タイプ (P タイプ) と呼んでおり、その素材は、上面がポリプロピレン織布、下面がポリプロピレン不織布である。構造物との接合の際に使用される構造用タイプ (S タイプ) は、上面は P タイプと同じであるが、下面はポリエステル不織布製の薄いネットとなっている。 Table 6.7 に使用材料の一覧を示す。

Table 6.7 使用材料一覧表

原材料	項目		試験方法	規格値
ベントナイト	Na モンモリロナイト分		メチレンブルー吸着法 (X 線分析法)	70%以上 (90%以上)
	密度(重量)		—	8kg/m <sup>2</sup> 以上
	水分(含水比)		強制乾燥法	35～45%
P,S タイプ織布	引張り強度	長さ方向 幅方向	JIS-L-1096	840 N/50mm 610 N/50mm
P タイプ不織布	引張り強度	長さ方向 幅方向	JIS-L-1096	650 N/50mm 650 N/50mm

(3) 実験方法

1) 供試体の作製

施工現場での GCL の敷設状況を想定して、Table 6.8 に示す実験ケースを設定し、Fig.6.18 ～6.21 に示す供試体を以下の手順で作製した。

Table 6.8 実験ケース

施工現場での想定敷設状況	膨潤養生時間	実験水圧	供試体 No.
標準敷設状態	1, 7, 15 日間	300, 600, 900kPa に順次昇圧	1-1, 1-2, 1-3
GCL 相互接合敷設状態	1, 7, 15 日間	50, 150, 300kPa に順次昇圧	P-S 接合 2-1, 2-2, P-P 接合 2-3, 2-4, 2-5
コンクリート構造物との水平接合状態	15 日間	300kPa 定圧負荷	3-1, 3-2, 3-3
コンクリート構造物との垂直接合状態	15 日間	300kPa 定圧負荷	4-1, 4-2, 4-3

(a) 標準敷設状態

- ① GCL を供試体容器の内径の大きさに切り出す.
- ② 供試体容器壁に沿った漏水を計測値から排除するため, Oリングにより区画割りする.
- ③ 供試体容器底部の細孔へのベントナイトの貫入防止のため, Oリング内に円形の不織布を, Oリングと容器壁の間にリング状の不織布をおく.
- ④ 供試体容器の壁に端部を密着させる上で障害となる GCL 下面の不織布を剥がしてから, 容器底部におく.
- ⑤ GCL 端部を容器壁に押しつけ, 十分に密着させる.
- ⑥ GCL 端部円周上に, 別途用意したベントナイト粒状体を散布し, さらにその上に帯状の GCL を圧着しながら被覆する.
- ⑦ 厚さが 20cm となるように, 砂を GCL の上に撒き出し, 転圧する.
- ⑧ GCL 厚さの変化を計測するための変位計を設置する.
- ⑨ 上から注水して, GCL を膨潤養生する.

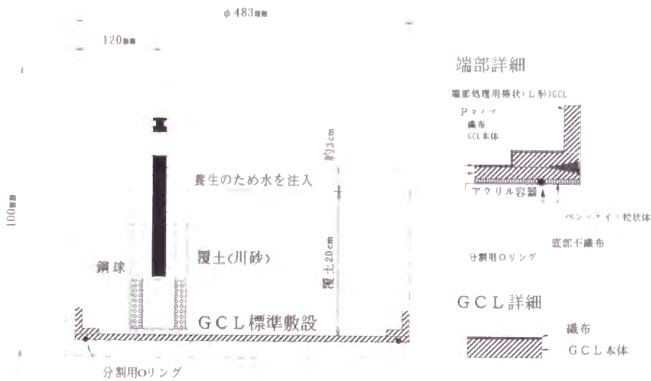


Fig. 6.18 標準敷設状態供試体断面図

(b) GCL 相互接合敷設状態

- 次の手順の他は, 標準敷設状態と同様である.
- ① 下側の層となる GCL を供試体容器の内径の大きさに切り出した後, センターに直径 45mm の穴を開ける.
  - ② Fig. 6.19 のように Oリングで区画割りした供試体容器底に, 下層の GCL をおく.

③上側の層となる GCL を直径 345 mm の円形に切り出し、中心が一致するように、下層の GCL に重ねる。

(c) コンクリート構造物との水平  
接合状態

①供試体容器底に、Oリングを Fig.6.20 のようにおき、区画割りする。

②ドーナツ型コンクリート片（外径 465mm × 内径 45mm × 厚さ 100mm）を供試体容器底部に設置する。

③供試体容器とコンクリート片の隙間を砂で満たした後、ベントナイト粒状体、帯状の GCL で端部処理する。

④ S タイプ GCL を直径 345mm に切り出し、ドーナツ型コンクリート片の上におく。

以降の手順は、標準敷設状態と同様である。

(d) コンクリート構造物との垂直  
接合状態

①供試体容器底に、Oリングを Fig. 6.21 のようにおき、区画割りする。

②円筒型コンクリート片（外径 465mm × 内径 340mm × 高さ

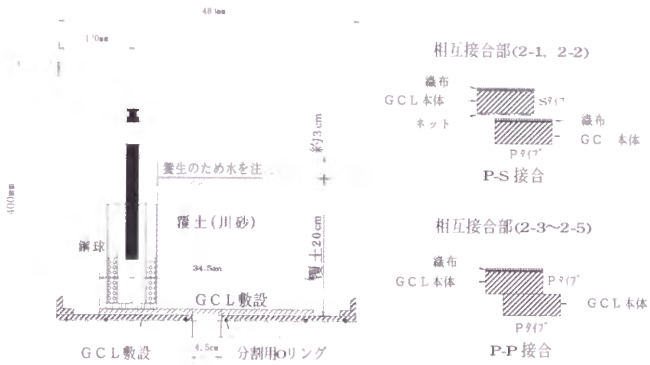


Fig. 6.19 GCL 相互接合敷設状態  
供試体断面図

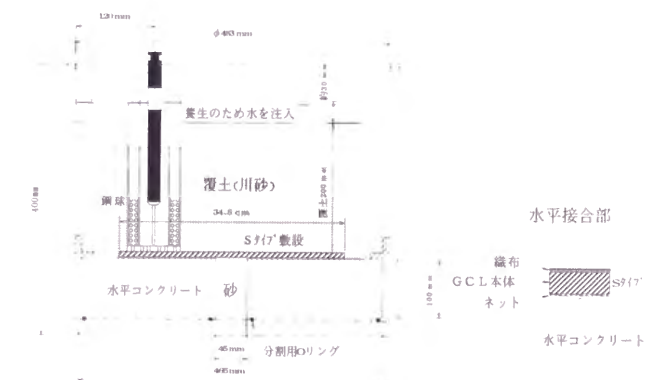


Fig. 6.20 コンクリート構造物との  
水平接合状態供試体断面図

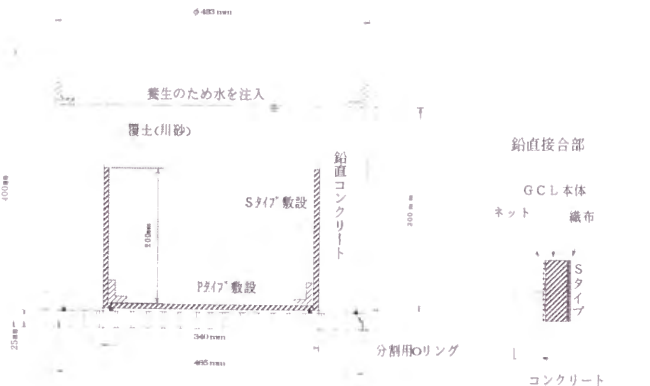


Fig. 6.21 コンクリート構造物との  
垂直接合状態供試体断面図

300mm) を供試体容器底部に設置する。

③供試体容器とコンクリート片の隙間を砂で満たした後、ベントナイト粒状体、ベントナイトペーストで端部処理する。

④ S タイプの GCL (200mm×1,070mm) を、円筒型コンクリート片の内空壁面に沿って張り付ける。

⑤円筒型コンクリート片の内空底面に直径 340mm の GCL をおき、帯状の GCL で端部処理をする。

以降の手順は、標準敷設状態と同様である。

## 2) 膨潤養生

供試体容器内に作製した供試体は、覆土上面からの水深が約 3cm となるよう注水管理しつつ膨潤養生を行った。標準敷設状態供試体及び GCL 相互接合敷設状態供試体の養生時間は、膨潤養生の程度が GCL の遮水性能に及ぼす影響を調べるため、1, 7, 15 日間の 3 通りとした。コンクリート構造物との水平・垂直接合状態の供試体は、15 日間とした。また、垂直接合状態の供試体以外は、供試体作製時に取り付けた変位計により、養生期間中の GCL の厚さの変化を測定した。

## 3) 透水試験

所定の養生期間を終了した供試体は、大型透水試験機にセットして透水試験を開始した。本来、透水試験は、透水係数  $k=1 \times 10^{-3} \text{cm/s}$  を目安として、それより低い透水性を示すものは変水位透水試験を、高い透水性を示すものは定水位透水試験を選択することが望ましい。しかし、今回の場合、高い水頭を供試体に負荷することから、試作した高圧力水供給制御装置により一定の水頭を与え、漏水量を計測して透水係数等を求める方法を採用した。従って、分類上は、定水位透水試験である。

標準敷設状態及び GCL 相互接合敷設状態の水圧負荷の方法は、1 段階の負荷継続時間を昇圧に要した時間も含めて 24 時間とし、設定水圧に従って順次段階的に昇圧した。昇圧所要時間は、おおむね 1 時間である。設定水圧は、標準敷設状態の場合については水圧と透水係数の関係を調べるために 300, 600, 900kPa とし、GCL 相互接合敷設状態の場合は施工現場での実水深を考慮して、50, 150, 300kPa とした。コンクリート構造物との水平・垂直接合状態の場合は、300kPa の定圧負荷とし、負荷継続時間は 7 日間以上とした。

透水試験中に測定した物理量は、GCL 厚さ、水圧、漏水重量の 3 項目であり、各々、変位計、圧力計、ロードセルを使用して計測し、データロガーに記録した。

6.3.2 膨潤特性

前述したように、ベントナイトは水を吸収して膨潤する特性を有しており、この膨潤を拘束することにより遮水層が形成される。従って、GCL の遮水性能は、その膨潤特性に大きく影響を受けるものと考えられる。ここでは、砂層 20cm、水位 23cm で養生した GCL の厚さの変化から、その膨潤特性を考察する。なお、本実験においては、水は上部からのみ供給されている。

(1) GCL 単一層敷設状態の膨潤率

Table 6.9 は、GCL が単一層として敷設された状態における所定の養生終了時の膨潤率を示したものである。初期厚さに 0.5mm 程度のバラツキが認められるが、標準敷設状態、コンクリートとの水平接合状態に拘わらず、15 日養生後の膨潤率は、220～235%程度となっている。

Table 6.9 単一層敷設状態の膨潤率

敷設状態	標準敷設状態			コンクリートとの水平接合状態		
供試体 No.	1-1	1-2	1-3	3-1	3-2	3-3
養生時間(分)	1,350	10,055	21,436	21,480	21,480	21,480
初期厚さ(mm)	4.98	4.91	4.90	5.46	5.56	5.15
膨潤厚さ(mm)	8.51	13.58	16.44	18.24	17.75	16.46
膨潤量(mm)	3.53	8.67	11.54	12.78	12.19	11.31
膨潤率(%)	71	177	236	234	219	220

Fig. 6.22 は、養生終了時までの膨潤率の経時変化を示したものである。コンクリートとの水平接合状態の膨潤速度が標準敷設状態の場合と比べやや遅いものの、経時変化の形状は、比較的よく一致している。このことから、GCL とコンクリートの接合面には、膨潤率に影響を与えるような水みちの形成はなされていないと考えられ、接合部における良好な遮水性がうかがえる結果

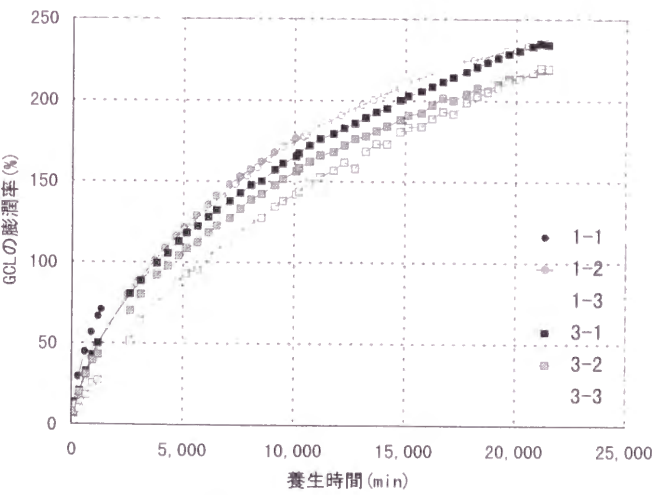


Fig. 6.22 膨潤率の時間変化(単一層敷設状態)



となっている．因みに，膨潤率は 15 日の養生期間を通じて増加しており，収束するまでに時間を要する．しかしながら，単位時間当たりの膨潤率の増分は，Fig. 6.23 に示すように，養生開始後おおよそ 1 日までの増分が顕著であり，その後，計測感度の不安定によるバラツキがみられるものの徐々にゼロに近づいている．従って，小峰らの提案している双曲線近似は，本 GCL にも適用できるといえる．そこで，(6.4)式を用いて算出した最大膨潤率は，ケース 1-3：330%，3-1：343%，3-2：324%，3-3：401%である．

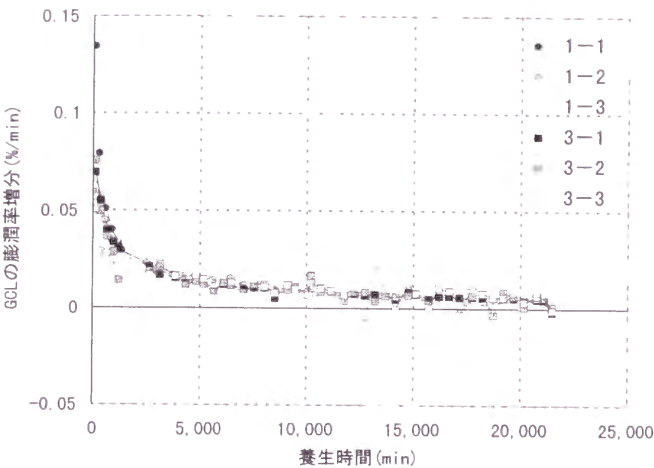


Fig. 6.23 膨潤率の時間変化(単一層敷設状態)

## (2) GCL 相互接合部の膨潤率

Table 6.10 は，GCL 相互接合敷設状態養生終了時の接合部の膨潤率を示したものである．また，Fig. 6.24 は，膨潤率の経時変化を示したものである．養生 15 日後においても膨潤率は増加している．膨潤開始後 7 日以降の膨潤率の時間変化を，(6.3)式により近似すると，ケース 2-2 の膨潤 15 日後の膨潤度は

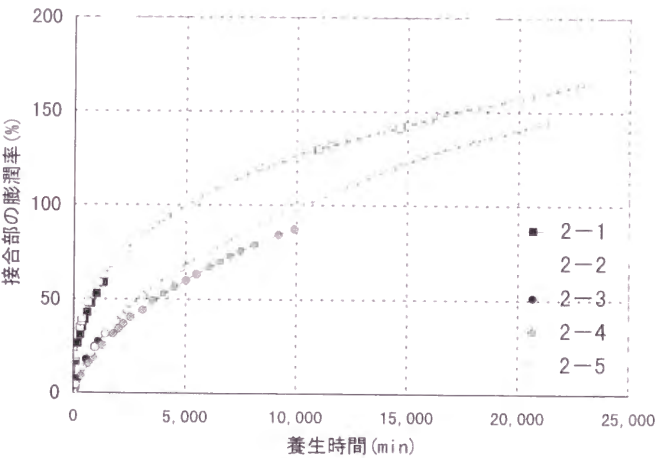


Fig.6.24 GCL 相互接合部膨潤率の時間変化

Table 6.10 GCL 相互接合部の膨潤率

接合構造	P-S 接合		P-P 接合		
供試体 No.	2-1	2-2	2-3	2-4	2-5
養生時間(分)	1,340	23,125	1,410	9,925	21,490
初期厚さ(mm)	10.59	10.84	10.06	9.76	9.86
膨潤厚さ(mm)	16.80	28.66	13.23	18.29	24.15
膨潤量(mm)	6.21	17.82	3.17	8.53	14.29
膨潤率(%)	59	164	32	87	145

0.77 程度であり、ケース 2-5 の膨潤度は 0.57 程度である。同一養生時間における膨潤度は、明らかに P-S 接合の方が P-P 接合より大きい。GCL の接合の方法・構造が膨潤の速さに影響を与えているものと考えられる。また、膨潤率を単一層敷設状態の場合と比較すると、いずれの養生時間においても小さい。従って、接合端部からの水の供給は少なく、接合部全体が膨潤するのに要する時間は、GCL 層の厚さの影響を受けると考えられる。

### 6.3.3 透水試験結果

#### (1) 透水試験中の GCL 厚さの変化

Fig. 6.25～6.27 は、各実験ケースの透水試験中の GCL の厚さの変化を示したものである。標準敷設状態、GCL 相互接合敷設状態の養生 1 日間及び 7 日間の実験ケース (1-1, 1-2 及び 2-3, 2-4) は、昇圧時には膨潤させた GCL が圧縮または圧密され厚さが減少しているが、水压を維持すると厚さが増している。この現象は、養生時間が十分でなかったため、実験開始時点では GCL 層の上部のみしか膨潤していなかったことに起因するものと考えられる。すなわち、水压を負荷されることによって、膨潤していた GCL 層の上層部分は圧縮または圧密されるが、同時に未だ膨潤していなかった下層部分に水が供給され膨潤が促進された結果であると考えられる。一方、15 日間養生した実験ケース (1-3 及び 2-4) では、水压と膨潤圧がバランスするように圧縮または圧密

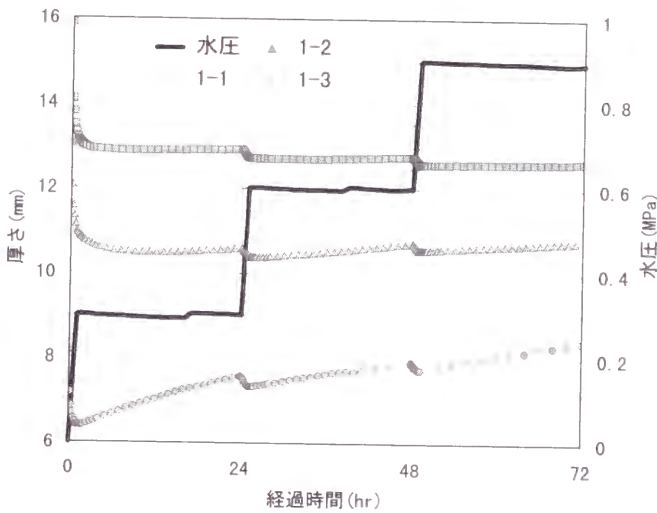


Fig. 6.25 標準敷設状態

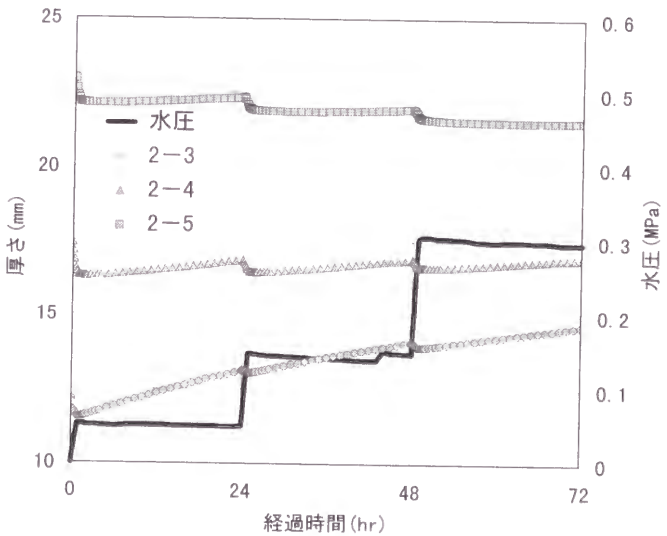


Fig. 6.26 相互接合敷設状態(P-P 接合)

と膨潤が同時進行した結果、図に示したような厚さの変化が生じたものと考えられる。また、コンクリートとの水平接合状態の実験ケースは、15日間養生したにも拘わらず、昇圧時に厚さが減少した後、300kPaに水圧を維持すると大きく厚さが増している。このことは、標準敷設状態や相互接合敷設状態と比較して、養生時に膨潤に必要な水が供給されにくい状態であったことがその要因と考えられ、コンクリートとの接合面における遮水性の高さがうかがえる。

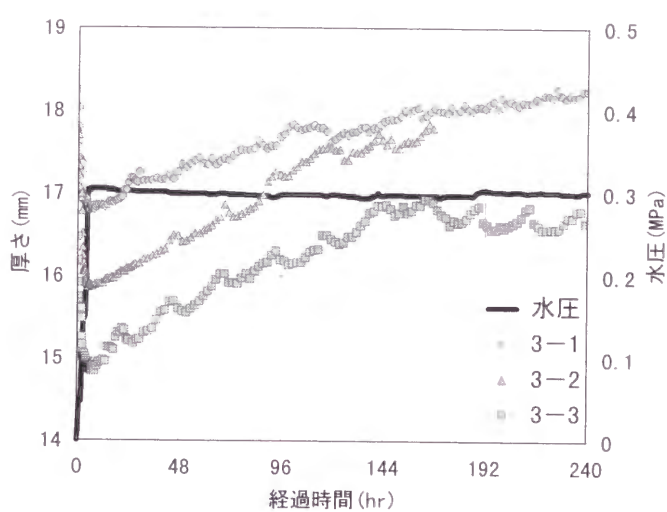


Fig. 6.27 コンクリートとの水平接合状態

(2) 透水試験結果の評価法

今回実施した様々な敷設形態の透水試験結果から、GCL の遮水性能をどのように評価すべきか、その方法を検討しておく必要がある。例えば、Fig. 6.28 は、供試体断面を鉛直方向のみに水が流れるものと仮定して、各敷設形態の代表的ケースの実験データ (Table 6.11) に基づいて、Darcy 則により透水係数を試算した結果である。標準敷設状態供試体の透水係数を基準とすると、GCL 相互接合敷設状態 P-S 接合、P-P 接合の透水係数は、7 倍、4 倍となっている。これは、供試体断面を鉛直方向のみに水が流れるものと仮定して Darcy 則により透水係数を試算することに無理があることを意味していると考えられる。

Table 6.11 代表的ケースの実験データ

	標準敷設状態 1-3	相互接合敷設状態 (P-S) 2-2	相互接合敷設状態 (P-P) 2-5	コンクリートとの水平接合 状態 3-1	コンクリートとの垂直接合 状態 4-3
養生期間(日)	15	15	15	15	15
漏水の有無	あり	あり	あり	なし	あり
実験時間(分)	1,320	1,390	1,390	21,600	8,640
漏水量(cm <sup>3</sup> )	25	100	62.5	—	115.3
敷設面積(cm <sup>2</sup> )	1,503	1,503	1,503	934	907
厚さ(cm)	1.29	2.62	2.16	1.76	(1.29)
負荷水圧(kPa)	292	296	288	296	300

そこで、それぞれの敷設状態における水の流れを検討してみると、Fig. 6.29～6.32 に示すように、GCL 断面を鉛直方向に流れる水の流れの他に、GCL が相互に接する面や GCL とコンクリートが接する面において、接面の間隙をシート状に流れる水みち流が考えられる。こうした流れを想定すれば、例えば、GCL 相互接合敷設状態における P-S

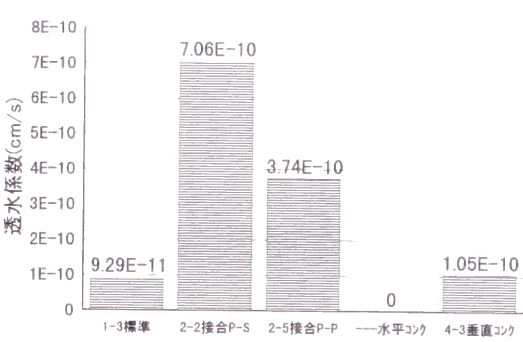


Fig. 6.28 透水係数試算値

接合と P-P 接合の漏水量の差は、接合構造の相違によるものと考えられる。すなわち、P-S 接合の場合は、二層の GCL の接面には、S タイプ GCL 下面の不織布ネットと P タイプ GCL 上面の織布が介在しているが、P-P 接合の場合は、上層の不織布と下層の織布が剥がしてあるため GCL 本体が直接接している。従って、GCL 本体が直接接している接面においては間隙をシート状に流れる水みち流が比較的形成され難いが、ジオテキスタイルが介在すると水みち流を形成され易くなるといった、その接面構造の相違に起因する結果であると想定される。また、コンクリートとの接合において、水平接合の場合は漏水が計測されていないことについては、Fig.6.31 に示したドーナツ型コンクリート片の内空部直上に位置する A の部分の面積は、GCL の全体敷設面積に対する比が 1.7%と著しく小さいこと、GCL とコンクリートとの水平接合幅が十分で水みち流が形成され難かったことから、漏水量が計測できる精度以下であったことによるものであると考えられる。垂直接合の漏水については、今回の実験においては底面 GCL (Fig. 6.32 の A の部分、直径 340mm) からの漏水とコンクリートとの接面からの漏水を分離して計測しなかったことによる結果であり、標準敷設状態の透水係数に近いことから推定して、漏水のかなりの量は底面 GCL からであると考えられる。

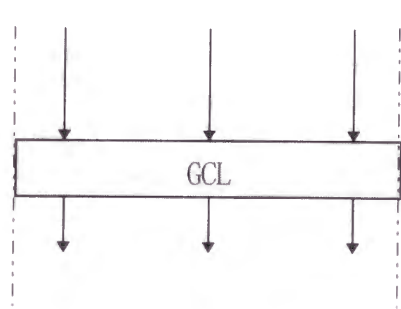


Fig. 6.29 標準敷設状態

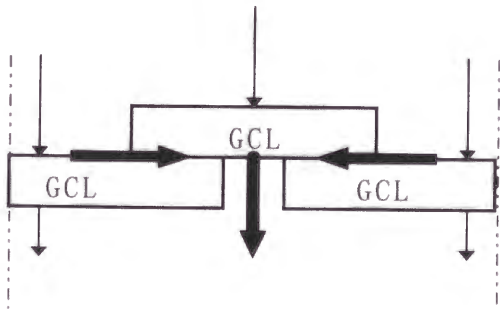


Fig. 6.30 GCL 相互接合敷設状態

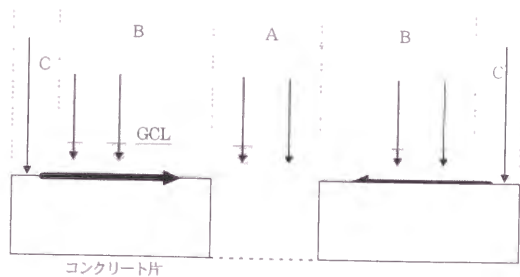


Fig. 6.31 コンクリートとの水平接合状態

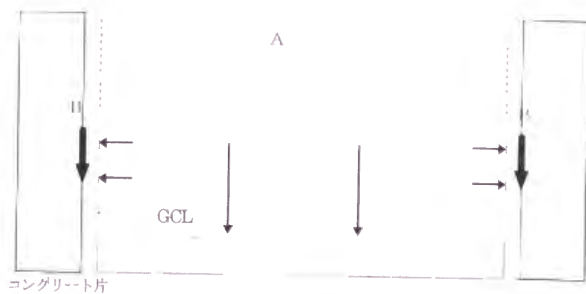


Fig. 6.32 コンクリートとの垂直接合状態

### (3) 透水係数と接面流係数

そこで、今回実施した透水試験結果を用いて GCL の遮水性能を評価するにあたっては、漏水に関する水の流れを、次の二つの形態に区分して考えることとする．一つは、GCL 層を鉛直方向に流れる形態であり、この形態の流れについては、ダルシー則が適用できるものと考え、(6.5)式の透水係数  $k$  (cm/s) により評価することとする．ここで、 $Q$  : 透水量 (cm<sup>3</sup>)、 $d$  : GCL 供試体の厚さ (cm)、 $A$  : 供試体面積 (cm<sup>2</sup>)、 $p$  : 水圧 (水柱 cm)、 $T$  : 透水時間 (sec) である．

$$k = \frac{Qd}{ApT} \quad \dots\dots\dots(6.5)$$

二つは、重ね合わされた GCL の接する面、あるいは GCL とコンクリートの接する面を流れる形態であり、二つの異なる層の間隙をシート状に流れる水みち流である．この流れの形態については、ダルシー則のアナロジーである次式の  $\kappa$  で評価することとし、パラメータ  $\kappa$  ((cm<sup>3</sup>/cm)/s = cm<sup>2</sup>/s) を接面流係数と呼ぶこととする．すなわち、単位流量は、接面流係数、接面小口長さ、水頭差に比例し、接面幅に反比例するものとする．この接面流係数の概念を GCL 相互接合敷設状態の場合について図示すると、Fig. 6.33 のとおりである．

$$q = L_{\kappa} \kappa i \quad \dots\dots\dots(6.6)$$

ここで、 $q$  : 単位流量 (cm<sup>3</sup>/s)、 $L_{\kappa}$  : 接面小口長さ (cm)、 $i$  : 動水勾配 ( $=h/B_{\kappa}$ 、 $h$  : 水頭差(cm)、 $B_{\kappa}$  : 接面幅(cm)) である．従って、今回の実験の場合の接面流係数  $\kappa$  は、次式により求めることとする．

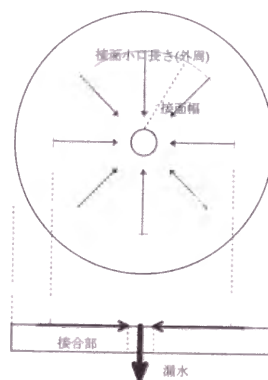


Fig. 6.33 接面流係数の概念



$$\kappa = \frac{QB_{\kappa}}{L_{\kappa} p T} \dots\dots\dots (6.7)$$

(4) GCL 単一層の遮水性能

今回の透水試験では、GCL が砂層 20cm で拘束された状態において、種々の水圧を負荷して GCL からの漏水量を計測した。その結果、養生時間の短いものほど漏水量が少ない傾向を示し、養生時間を 24 時間としたケース(1-1)の水圧 300kPa と 600kPa の段階では、GCL からの漏水は認められなかった。

標準敷設状態の各実験ケースにおける GCL 層の透水係数は、Table 6.12 のとおりであり、養生時間と水圧に拘わらず、 $1 \times 10^{-10} \text{cm/s}$  以下であった。なお、透水係数は、透水時間を水圧を変化させた初期時間 2 時間を除く 22 時間として、厚さと水圧については水圧を変化させてから 13 時間後（透水時間の中間点）の値を用いて算出している。また、敷設面積は、GCL 端部処理部分を除外して  $1,503 \text{cm}^2$  としている。

Table 6.12 GCL 層の透水係数

供試体 No.	水圧 kPa	厚さ cm	漏水量 cm <sup>3</sup>	動水勾配 i	透水係数 cm/s
1-1	293	0.71	0.0	4,130	0.00E+00
	597	0.77	0.0	7,750	0.00E+00
	898	0.81	12.5	11,090	9.47E-12
1-2	298	1.05	25.0	2,840	7.39E-11
	602	1.05	12.5	5,730	1.83E-11
	899	1.07	25.0	8,400	2.50E-11
1-3	292	1.29	25.0	2,260	9.29E-11
	602	1.27	12.5	4,740	2.22E-11
	891	1.26	37.5	7,070	4.46E-11

前述したように、ここでの透水試験において計測された漏水量は、GCL の上面から下面へ通過した水のみでなく、圧縮または圧密により排水された水も含んでいるものと考えられる。また、漏水量の最小計測量は、実験装置の構成から  $12.5 \text{cm}^3$  であり、これより小さい変化量は計測できていない。このため、圧密による影響が無視できるまで実験時間を延長する、容器に流入する流量を併せて計測する、あるいは漏水量の計測精度を向上させる等の実験方法の改善が必要である。

## (5) GCL 相互接合部の遮水性能

GCL 相互接合部の遮水性能を調べる実験においても、P-P 接合の場合の養生時間を 1 日間としたケース(2-3)においては、水圧が 300kPa の段階に至っても漏水は認められなかった。一方、漏水が計測されたケースにおいては、前述したように接合部を経た漏水のみでなく、下層 GCL に  $\phi$  45mm の穴を開けた直上の上層 GCL からの漏水や上下層を鉛直方向に通過する漏水も計測していることになる。しかし、ここでの遮水性能の評価にあたっては、実験で計測された漏水量はすべて接合部を経たものとして安全側の評価をすることとする。Table 6.13 は、(6.7)式により算出した GCL 相互接合部の接面流係数である。ただし、接面小口長さは 108cm、接面幅は 15cm である。

Table 6.13 GCL 相互接合部の接面流係数

供試体 No.	水圧 kPa	漏水量 cm <sup>3</sup>	動水勾配 i	接面流係数 cm <sup>2</sup> /s
2-1	52	12.5	34.7	4.21 E -08
	168	大量漏水	112	—
	301	350	201	2.04 E -07
2-2	50	37.5	33.3	1.32 E -07
	146	100	97.3	1.20 E -07
	295	75	197	4.46 E -08
2-3	51	0.0	34.0	0.00E+00
	141	0.0	94.0	0.00E+00
	300	0.0	200	0.00E+00
2-4	49	0.0	32.7	0.00E+00
	145	12.5	96.7	1.51E-08
	283	37.5	189	2.32E-08
2-5	49	0.0	32.7	0.00E+00
	150	62.5	100	7.31E-08
	288	62.5	192	3.81E-08

P-S 接合の場合の遮水性は不安定で、特に養生時間が 1 日であった供試体 2-1 では、150kPa に昇圧した 9 時間後に計測不能となる突発的な大量漏水を生じている。その大量漏水の前後で GCL 接合層の厚さは 1.03mm 減少している。しかし、その後 6 時間で大量漏水前の厚さに回復するとともに、遮水性も回復している。一方、P-P 接合の場合は、膨潤養生時間、水圧に拘わらず、接面流係数は  $1 \times 10^{-7} \text{cm}^2/\text{s}$  以下である。

## (6) コンクリートとの接合部の遮水性能

コンクリートとの水平接合状態供試体においては、負荷水圧 300kPa で最長 15 日間実験を継続したが、3 供試体いずれも漏水は発生しなかった。実験後の供試体観察においても GCL とコンクリートの接合面には水の流れた形跡は全く見られなかった。従って、本実験条件下でのコンクリートとの水平接合における接面流係数は、ゼロである。

コンクリートとの鉛直接合状態供試体については、実験期間 7 日間のうち、300kPa までの昇圧段階を含む実験開始から 1 日間を除く 6 日間に、3 供試体それぞれに 192cm<sup>3</sup>, 64cm<sup>3</sup>, 115cm<sup>3</sup>の漏水量が計測された。前述したように、この漏水量は底面 GCL からの漏水量を含めて計測したものであることから、接合部からの漏水量を求めるためには、底面 GCL からの漏水量を差し引く必要がある。そこで、標準敷設状態における透水試験結果を利用してコンクリートとの鉛直接合部の接面流係数を求めると、Table 6.14 のとおりである。

ただし、標準敷設状態における透水係数は、最大  $1 \times 10^{-10}$ cm/s、最小  $1 \times 10^{-11}$ cm/s とし、底面 GCL の敷設面積は 907cm<sup>2</sup>、厚さは 1.29cm として試算している。また、接合部の小口長さは 107cm、接合幅は 20cm である。コンクリートとの鉛直接合部の接面流係数は、GCL 相互接合部の接面流係数と同等、若しくはやや小さいと考えられる。

Table 6.14 コンクリートとの鉛直接合部の接面流係数

供試体 No.	全漏水量 cm <sup>3</sup>	底面 GCL $k=1 \times 10^{-10}$ cm/s の時		底面 GCL $k=1 \times 10^{-11}$ cm/s の時	
		接合部漏水量 cm <sup>3</sup>	接面流係数	接合部漏水量 cm <sup>3</sup>	接面流係数
4-1	192	82.1	9.87E-09	181.1	2.18E-08
4-2	64	—	—	53.1	6.38E-09
4-3	115	5.3	6.37E-10	104.3	1.25E-08

### 6. 3. 4 予備膨潤型 GCL の利用に関する考察

#### (1) 施工現場における漏水量の試算

実際の施工現場での GCL の遮水性能は、様々な施工環境、特に敷設下地地盤、覆土土質などに影響されると考えられる。ここでは、今回の供試体である予備膨潤型 GCL の実験結果に基づいて、貯水池供用中の、① 標準敷設状態の GCL の膨潤率は約 150% (厚さ t=12 mm)、② GCL の透水係数 k は  $1 \times 10^{-10}$ cm/s、③ GCL 相互接合部の接面流係数  $\kappa$  は  $1 \times 10^{-7}$  cm<sup>2</sup>/s、として、良好な敷設下地地盤上に覆土厚 20cm にて施工された場合の 1m<sup>2</sup>当たりの漏水量を貯水水深 h 毎に試算してみると、Table 6.15 のとおりである。試算は、(6.8)式を用い、市販されている予備膨潤型 GCL の製品寸法に基づいて行った。

$$q = q_1 + q_2 = k(h/d)A + \kappa(h/B_\kappa)L_\kappa \dots\dots\dots (6.8)$$

ただし、製品寸法は 2×30m であり、接合幅  $B_\kappa$  15cm を除いた標準敷設状態の面積  $A$  は 55.2m<sup>2</sup> (=185×2,985cm)、接合小口延長  $L_\kappa$  は 31.7m (=185+2,985cm) としている。

Table 6.15 現場施工 GCL 1 m<sup>2</sup>当りの漏水量

水深 h(m)	標準敷設部			GCL相互接合部			現場施工 1m <sup>2</sup> 当たり漏水量 q(cm <sup>3</sup> /m <sup>2</sup> /day)
	動水勾配 $i_1$	一製品当たり漏水量 $Q_1$ (cm <sup>3</sup> /s)	1m <sup>2</sup> 当たり漏水量 $q_1$ (10 <sup>-3</sup> cm <sup>3</sup> /s)	動水勾配 $i_2$	一製品当たり漏水量 $Q_2$ (cm <sup>3</sup> /s)	1m <sup>2</sup> 当たり漏水量 $q_2$ (10 <sup>-3</sup> cm <sup>3</sup> /s)	
5	417	0.023	0.42	33	0.010	0.18	52
10	833	0.046	0.83	67	0.021	0.38	105
15	1,250	0.069	1.25	100	0.032	0.58	158
20	1,670	0.092	1.67	133	0.042	0.76	210
30	2,500	0.138	2.50	200	0.063	1.14	314

試算結果では、接合部からの漏水量が全漏水量の約 30%を占めることから、設計においては接合部からの漏水量を考慮する必要があるという結果となっている。しかしながら、貯水容量に対する漏水量は水深に拘わらず 0.001%/day 程度であることから、通常の貯水池の許容漏水量といわれている 0.05%/day は十分満足する試算結果となっている。

(2) 粒状体型 GCL との比較

前節で述べた大型圧力容器を用いた実際の施工規模のモデル実験においては、供試体に粒状体型 GCL を用いている。この粒状体型 GCL は、材料の不均一性を極力抑えるため、ベントナイトを一次加工して顆粒状にしたものを層状に定着したものである。そこで、本節の供試体である予備膨潤型 GCL の膨潤特性、遮水性能と比較してみると、以下のとおりである。

Fig. 6.34 に示すように、膨潤養生中の GCL の厚さの変化は粒状体型 GCL の方が養生初期に大きく、比較的早くその膨潤率の増分が減じる

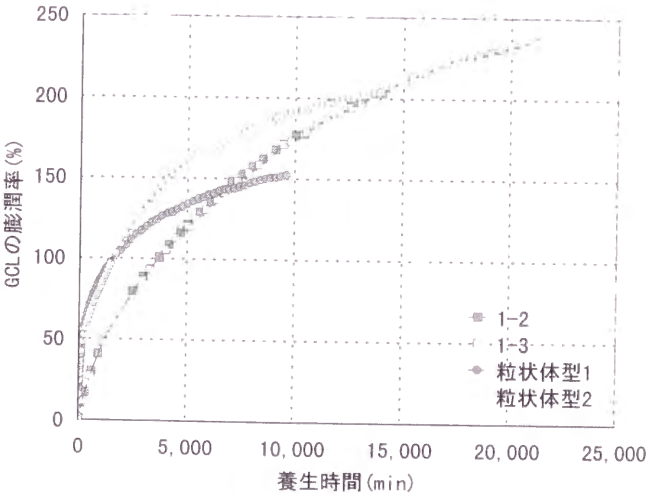


Fig. 6.34 膨潤率の経時変化比較

傾向を示す．顆粒状にして層状に定着されていることから，膨潤に必要な水の供給が比較的円滑になされる結果と考えられる．この現象は，膨潤養生初期の漏水の有無に影響を与えている．すなわち，粒状体型 GCL は養生開始時に漏水を生じた後，次第に遮水性を発揮するが，予備膨潤型 GCL は当初から遮水性を発揮する．一方，GCL 層の透水試験結果を比較すると，Table 6.16 に示すように，予備膨潤型 GCLの方が 2 オーダ程度，透水係数が小さくなっている．こうした実験結果を示す要因の一つに，製造された段階のベントナイトの密度の差が考えられる．粒状体型 GCL は，製品厚さ 6mm，含水比 6～8% で，4.3kg/m<sup>2</sup> であるのに対し，予備膨潤型 GCL は，製品厚さ 5mm，含水比 35～45% で，8 kg/m<sup>2</sup> である．一般に粘性土は荷重に応じて配向構造を示す（嘉門，1979）ことから，製造段階でこの配向の影響を受けている結果と想定される．ただし，表中に記したように，その実験条件，実験装置，特に覆土厚さは異なるので，その比較には注意を要する．

Table 6.16 透水試験結果の比較

	実験結果	実験条件			実験装置	
	透水係数	覆土厚	膨潤養生	負荷水圧	試験機名	内径
予備膨潤型 GCL	$2 \times 10^{-11}$ cm/s	20cm	15 日間	600kPa	大型透水試験機	483mm
粒状体型 GCL	$1 \sim 5 \times 10^{-9}$ cm/s	7cm	14 日間	600 kPa	小型压力容器	200mm

(3) 拘束圧の影響

GCL 層の遮水性能は，現在一般的には，Darcy 則に基づいた透水係数により評価されており，覆土による拘束圧に影響を受けることが指摘されている（Koerner,R.M., 1994）．ここで，予備膨潤型 GCL について製造元（英国）で調べられた覆土厚さと透水係数の関係（Geo-Research Limited, 1997）を負荷水圧に区分して図示すると，Fig.6.35 のとおりである．

覆土厚さの増加に伴い透水係数は小さくなる傾向が見られる．しかし，この実験結果は，養生時間の設定や負荷水圧のかけ方等，筆者らが実施した実験方法とは異なる条件下でなされたものであるので，透水係数の絶対値については参考数値としてみるべきである．

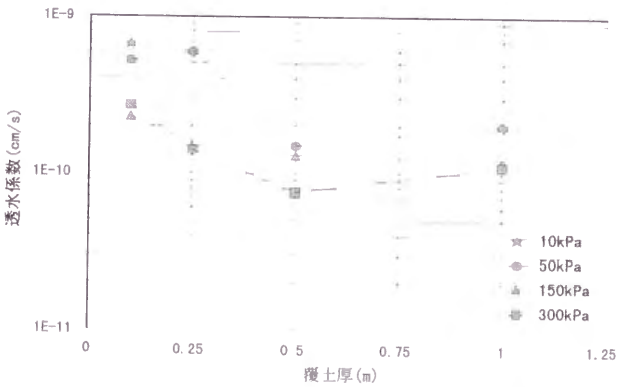


Fig. 6.35 透水係数と覆土厚さの関係



## 6.4 GCLの遮水特性

### 6.4.1 施工時の損傷に対する自己治癒性

GCLの構成素材であるベントナイトは、水と接触すると水和膨潤する。GCLが貯水前に何らかの原因で破損し傷が生じた時、この膨潤に伴う膨潤圧の働きにより、ベントナイトゲルが移動して傷口を埋めつくし、元の状態にまで遮水性能が回復する可能性が期待される（高橋，1997）。

そこで、先ず、Fig. 6.36 に示す膨潤圧試験器を試作し、GCLの膨潤圧の測定を試みた。膨潤圧試験器は、ステンレス製の円筒とピストン、底板、それにロードセルより構成され、ピストンと底板に設けたポーラスストーン間に $\phi 100\text{mm}$ の供試体を挟み、膨潤圧を測定するものである。注水は、底板に設けた孔（D1）より、排水はピストン上部に設けた孔（D2）より行う。実験手順は、次のとおりとした。①底板、供試体、ピストンを密着させるため、真空吸引を行う。② GCLの膨潤を促進させるため、約 $300\text{kPa}$ の水圧にて予備負荷を行う。予備負荷はD2から行い、最初の1時間はD1を閉じ、その後の1時間は開放する。③予備負荷終了と同時に、D1は開放状態で、D2と水頭約 $30\text{cm}$ の貯水タンクを接続し、測定を開始する。また、供試体とピストン間にクリアランスを設ける実験では、D2から約 $300\text{kPa}$ の水圧負荷、

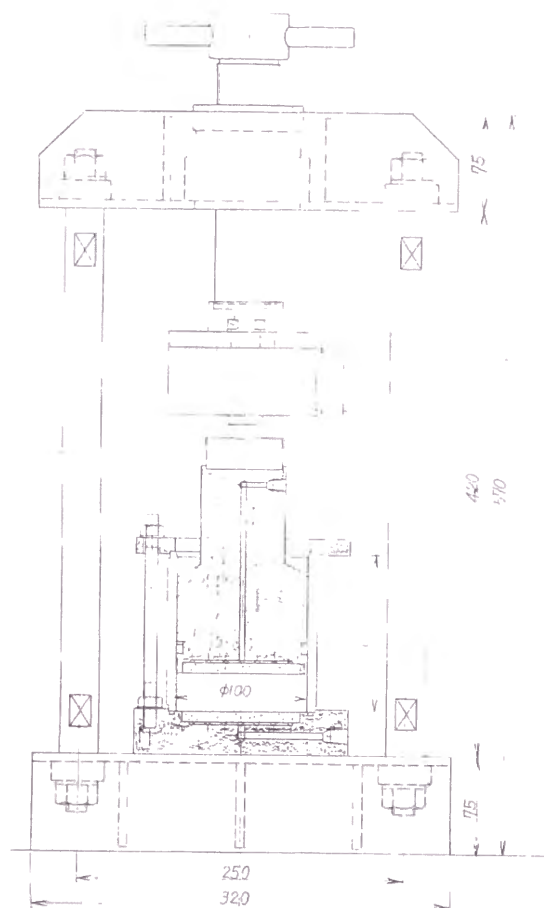


Fig. 6.36 膨潤圧試験器

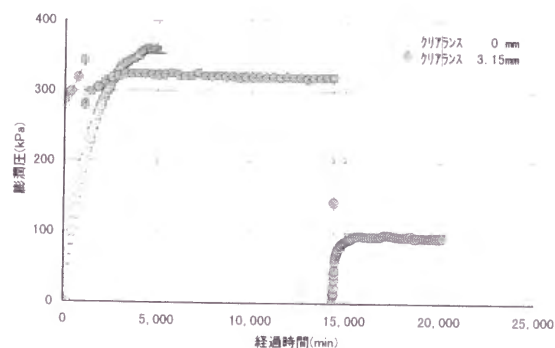


Fig. 6.37 膨潤圧測定結果

D1 開放状態で膨潤を続け、10 日後に水圧負荷を解除して、膨潤圧を測定する方法を採った。予備膨潤型 GCL 供試体の実験結果の一例は、Fig. 6.37 のとおりである。クリアランスが無い状態での膨潤圧は、350kPa 程度、クリアランスを約 3mm とした状態では、90kPa 程度である。この結果からも多少の損傷は十分自己治癒性を発揮することが分かる。

次に、粒状体型 GCL を用いて、ベントナイトが未水和の状態にある GCL に傷口を設け、その大きさと遮水性能の関係を調べた。実験手順は、次のとおりである。①傷を設けた GCL 供試体を小型圧力容器の砂基盤上に敷設し、山砂を 150mm の厚さで覆土する。傷口の形態は Fig. 6.38 のとおりである。

Case-2 では、傷口が山砂で埋められるのを防止するため、織布を被せる。② 2 週間、50kPa の定水圧下で膨潤させる。初期には漏水が生じるが、やがて自閉し水密性を発現する。③ 2 週間後、初期圧を 100kPa とし、以降 2 時間毎に 50kPa ずつ昇圧負荷する。④漏水量の著しい増大が始まった水圧を耐水圧とする。

実験結果は、Fig. 6.39 のとおりであり、傷口の大きさが  $\phi$  10mm であっても、500MPa 程度の耐水圧性を有することが分かる。下からの損傷を受けた場合に耐水圧性が低いのは、膨潤したベントナイトの膠着性が発揮されず、基盤に流亡するためと考えられる。

#### 6.4.2 供用時の水みち発生後の自閉性

6.2.3 で述べたように、垂直構造物との接合部の遮水性能を調べる目的で行った Test9 は、不注意な圧力制御の結果、実験途中で漏水量が多くなったことから、GCL に水みちが発生

Case-1 下不織布破損



Case-2 上からの損傷



Case-3 下からの損傷



Fig. 6.38 傷口の形態

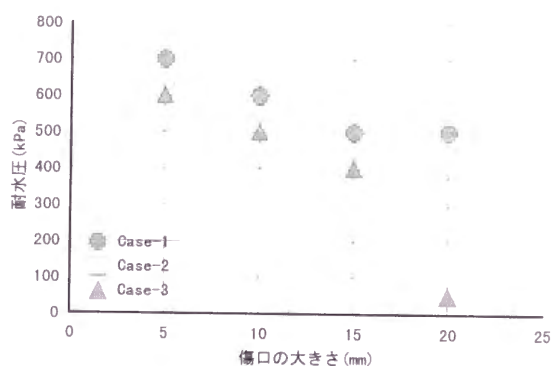


Fig. 6.39 傷口の自己治癒性

したものと考え、その後は発生した水みちが自己閉塞するか否かを確認することにした。Fig. 6.40 は、Test9 の実験結果である。図に示すように、水圧 20～160kPa を段階的に負荷した結果、20～80kPa までは透水係数は  $2 \times 10^{-7} \text{cm/s}$  程度であったが、160kPa では  $10^{-6} \text{cm/s}$  オーダにまで大きくなったため、このとき供試体の何れかの場所で水みちが発生したと思われる。

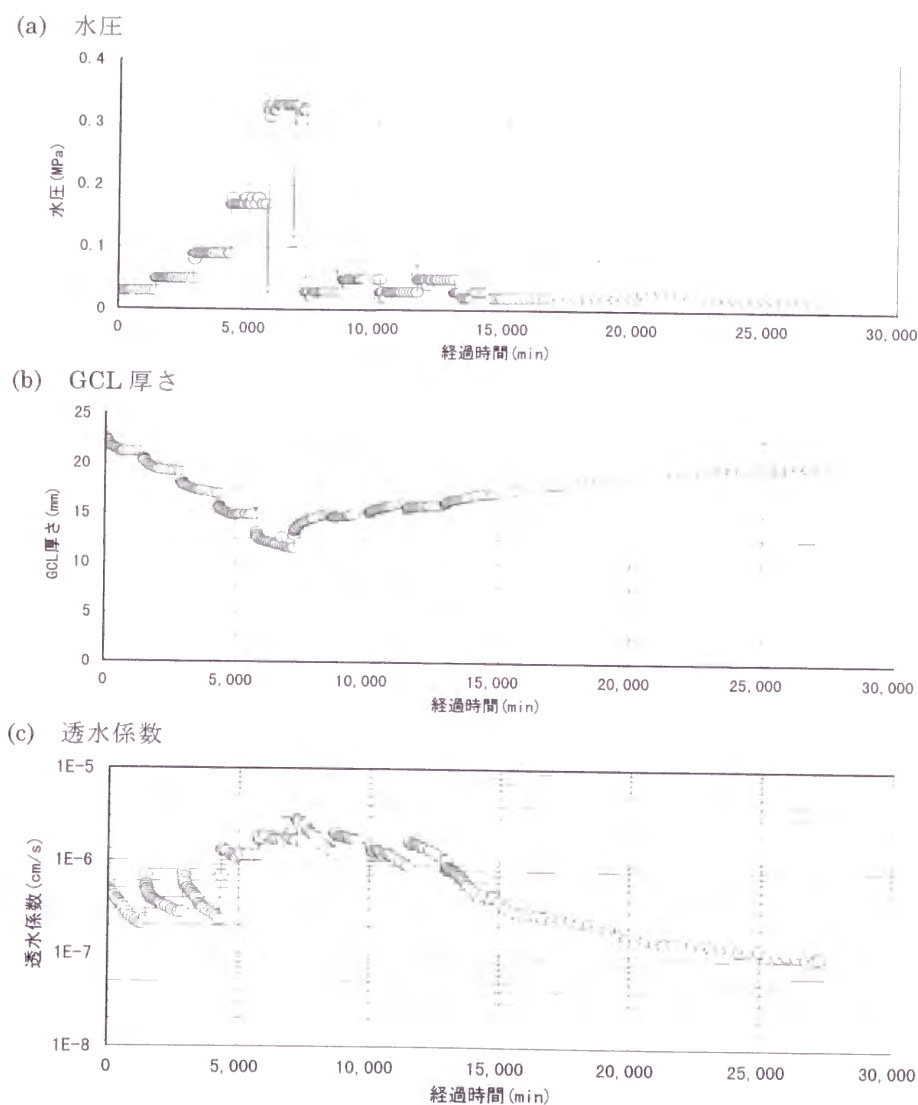


Fig. 6.40 水みち発生後の自閉性

そこで、さらに水圧を 320kPa にまで上昇させたり、20～40kPa の繰り返し負荷を行うことによって、意図的に水みちの拡大を助長させた後、20kPa で養生を行い、透水係数の変化を観察した。その結果、透水係数は初期の値 ( $2 \times 10^{-7} \text{cm/s}$ ) 程度まで回復した。この

現象は、ベントナイトの膠着性に起因して、低圧養生中に下面のジオテキスタイルにベントナイトの被膜が再形成されたこと、あるいは、ベントナイトが膨潤圧を有することから、膨潤圧以上に拘束された状態から 20kPa まで降圧することにより、徐々に再膨潤を起こすという膨潤圧の働きに起因するものと考えられる。すなわち、GCL 自体が持つ自己閉塞機能が発揮されたことにより、水みちが閉塞され、ほぼ元の状態にまで遮水性能が回復したものと説明するのが妥当と思われる。

### 6.4.3 乾燥き裂発生後の自閉性

膨潤後の GCL は、脱水させると粘性土の収縮機構と同様の体積変化を生じ、さらに脱水が進むと部分的な破断（き裂）が生じるようになる。ただし、Fig. 6.41 に覆土下の GCL の含水比の変化を示すように、10cm 以上の覆土がなされれば、100 日間乾燥条件下（実験室内）におかれても GCL の含水比はほとんど変化しない。

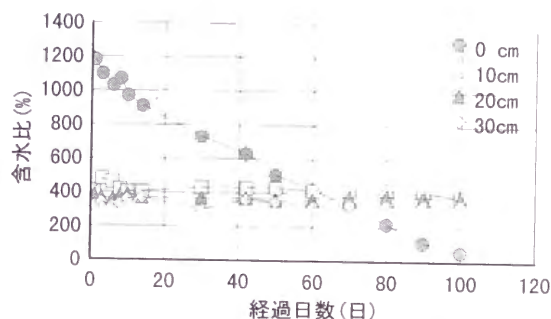


Fig. 6.41 覆土厚さと乾燥状態

さて、大型圧力容器を使用した Test10 では、次のような手順で乾燥き裂発生後の遮水性能について実験を行った。①敷設した供試体に貯水槽の実用水深と考えられる 40kPa と、20kPa の繰り返し負荷（約 1 ヶ月間、1 サイクル 2 日間）を行い、GCL の遮水性能を確認する。②大型圧力容器の蓋を開け、覆土を取り除いて供試体 GCL を露出させ、強制風乾によって乾燥き裂を発生させる。③再度覆土をして再膨潤させ、40kPa と 20kPa の繰り返し負荷を行い、漏水量の変化を観察する。

Fig. 6.42 に実験結果を示す。強制風乾 2 日間（風乾前含水比 350%程度、風乾後含水比 250%程度）によって GCL には Photo. 6.1 のような乾燥き裂（最大幅 17 mm）が生じた。しかし、再膨潤によって GCL は、ほぼ事前の遮水性能まで回復していることがわかる。従って、施工法上 GCL には覆土をすることを考慮に入れば、相当期間の風乾状態にさらされても、再膨潤させることにより遮水性能の維持が期待できるものと思われる。しかし、一般に粘性土は乾燥収縮の初期には再湿潤によって元の体積まで回復するが、乾燥前歴が強く、収縮量が大きいと不可逆的な非回復部分が增大する（佐藤，1979）といわれていることから、その回復限界については、さらに検討が必要である。

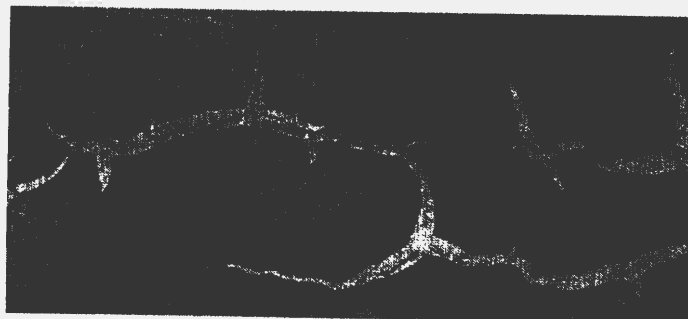
(a) 強制風乾 1 時間後



(b) 強制風乾 20 時間後



(c) 強制風乾 48 時間後



(d) 自閉性実験終了後



Photo. 6.1 乾燥き裂発生と自閉



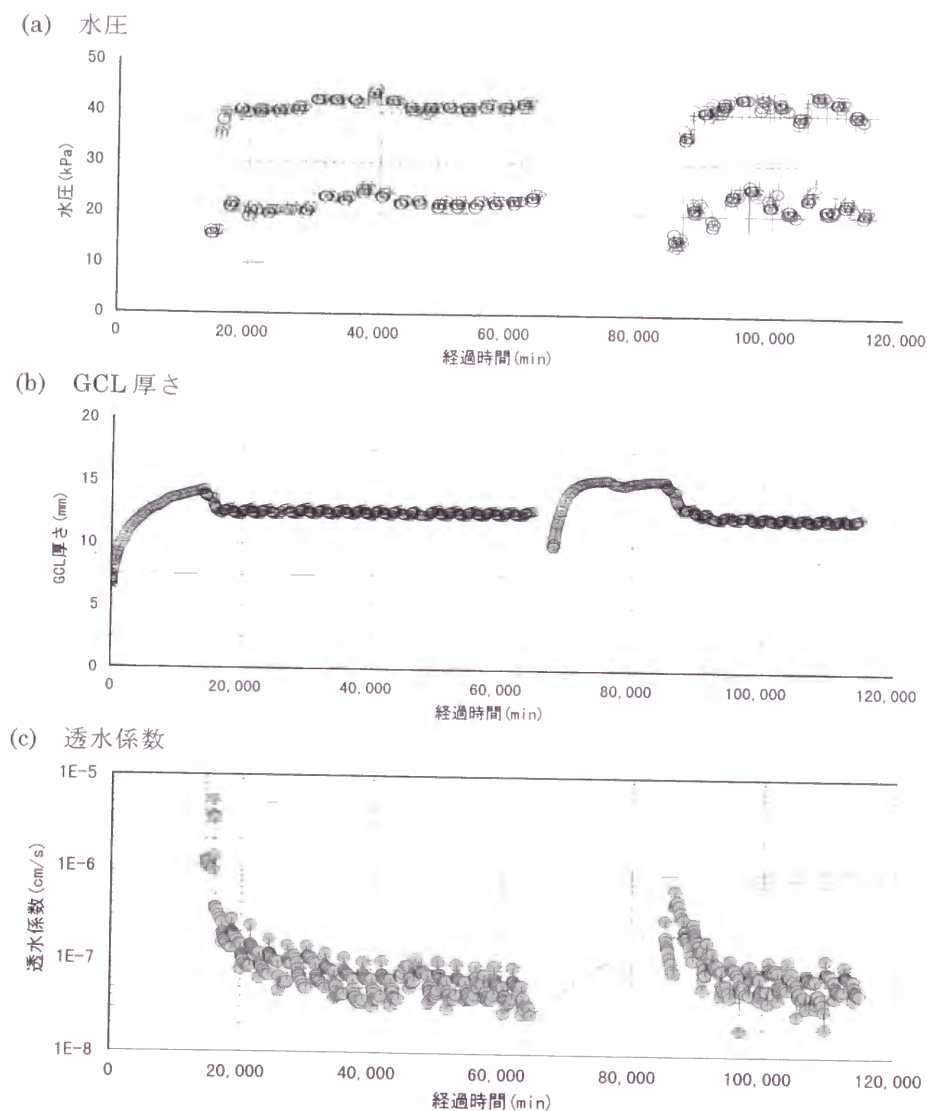


Fig. 6.42 乾燥き裂発生後の自閉性

#### 6.4.4 耐草根性

雑草の繁茂は、主として計画水面付近より天端にかけて多く発生する。従って、この位置に生じる雑草の草根による GCL の損傷は、貯水機能に大きな支障はないが、放置しておくと経年と共に拡大し、漏水につながる可能性がある。また、施工後、覆土に発生する雑草の植物根が GCL に侵入するか否かは、覆土厚さ及び植物の種類により左右されると考えられる。そこで、Fig. 6.43 に示すように、鋼製の圧力容器を用いて、次のような手順で GCL の耐草根性実験を行った。供試体数は、3 個である。①圧力容器底に排水促進用の 5cm 厚さの川砂層を設け、その上に黒土により 15cm 厚さの下地基盤層を作製する。②下地基盤層に

GCL を敷設し、20cm 厚さで黒土を覆土する。③覆土に 5 種類（オーチャード、カヤツリグサ、ケンタッキー31、ラッキーソルゴー、メドハギ）の種を蒔き、野外に放置して繁茂させる。④約 1 年後、繁茂した草の植生調査を行った後、草の地上部を刈り取り、負荷水圧が約 25kPa と約 110kPa の 2 段階で定水位透水試験を実施する。

前年 5 月に播種した約 1 年後、4 月の主な草の繁茂状況は、Fig. 6.44 のとおりである。植生調査は、圧力容器の縦横を 10 分割し、それぞれのマス目の中の植物個体数を数える方法によった。供試体 C においては、他の供試体 A, B に比べて、カヤツリグサの繁茂が目立ち、個体数が多く、株立ちになっているのが特徴的であった。

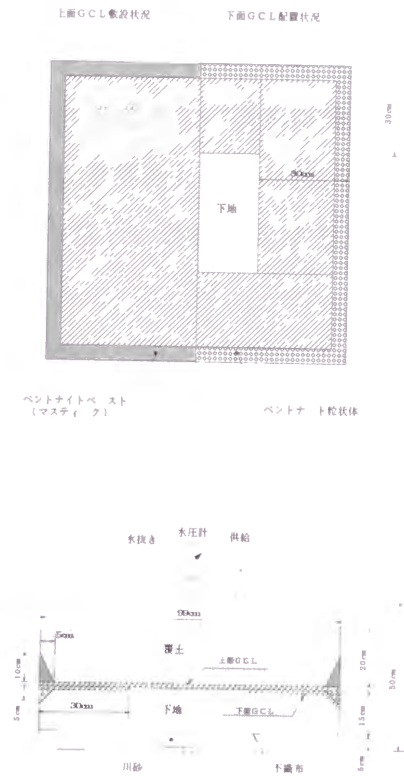
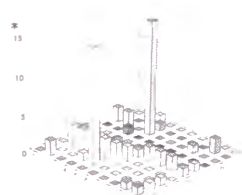
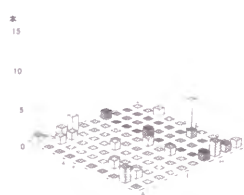
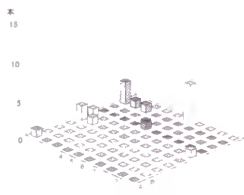
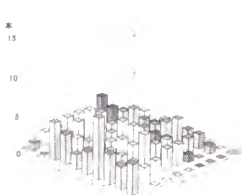
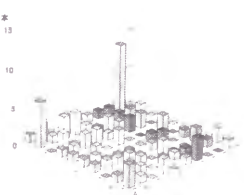


Fig. 6.43 耐草根性実験供試体

カヤツリグサ



牧草種



供試体 A

供試体 B

供試体 C

Fig. 6.44 植生調査結果

定水位透水試験結果は、Fig. 5.45 のとおりである。供試体 A や B では、負荷水圧に拘わらず、透水係数は  $1\sim 3\times 10^{-8}\text{cm/s}$  であるのに対し、供試体 C では、約 25kPa の時は  $1\times 10^{-7}\text{cm/s}$ 、約 110kPa の時は  $3\sim 4\times 10^{-7}\text{cm/s}$  と、概ね 1 オーダ大きい。透水試験後の草根の GCL への貫入状況観察では、カヤツリグサの根のみが GCL を貫通していた。この結果から、供試体 C にみられたような株立ちとなったカヤ系の草根の夥しい貫通を受けると、GCL の遮水性は低下すると考えられる。

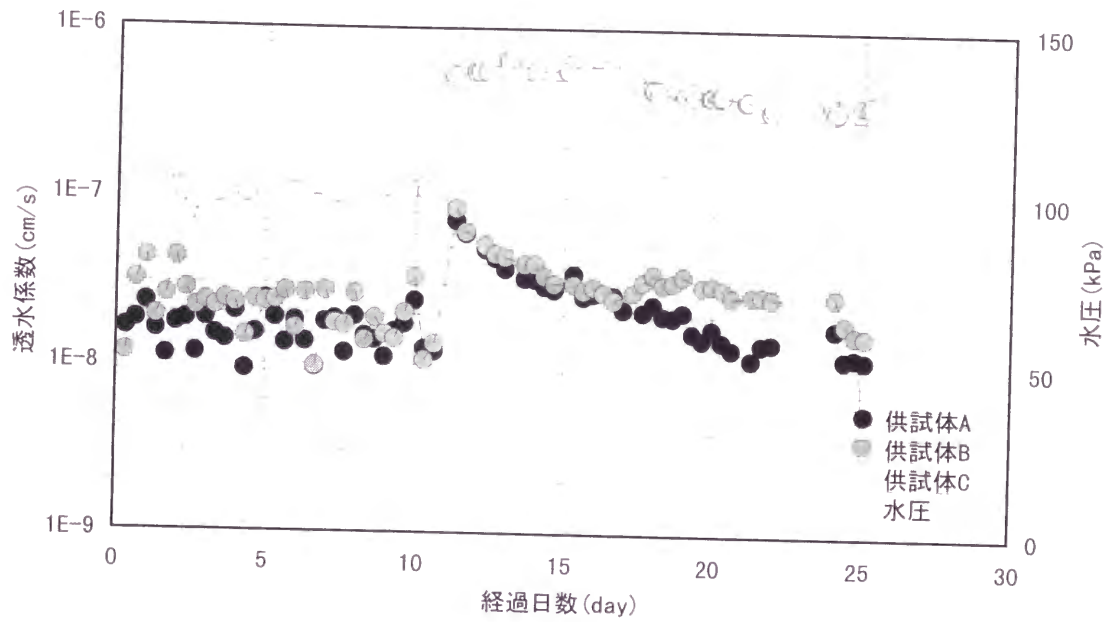


Fig. 6.45 草繁茂後の透水係数

#### 6.4.5 斜面安定性

ベントナイトの自由膨潤を抑制することを主目的として、その他供用中の外部からの機械的な損傷を防止するため、GCL は土などで被覆される。その際、GCL 本体及び GCL 上の土の斜面安定性は、各部の摩擦強度特性に支配される。そこで、大型一面せん断試験機を用いて、それらの摩擦特性を調べた。Table 6.17 は、自然乾燥状態及び水浸状態における、ジオテキスタイルと土質試料（関東ローム、ベントナイト）との境界面における実験（一面 CD 試験、せん断変位速度  $0.02\text{mm/min}$ ）の結果である。

Table 6.17 自然乾燥状態及び水浸状態における土質定数

状態	自然乾燥状態			水浸状態			
土質試料	関東ローム		ベントナイト	関東ローム		ベントナイト	
case No.	case1	case2	case3	case4	case5	case6	case7
	ロームのみ	ローム +シート 1	ベントナイト のみ	ロームのみ	ローム +シート 2	ベントナ イトのみ	ベントナイト +シート 2
c (kPa)	51	0	27	15	0.7	2.5	4
Φ (度)	41.5	37.0	28.0	37.4	41.2	8.7	4.0

注) シート 1 は PVC 系シート, シート 2 は HDPE 系織布である.

ここで, Fig. 6.46 に示す無限長斜面安定解析モデルにより, 斜面上での安定性の検討を試みる. このモデルにおいては, 斜面に垂直な方向の力  $\sigma$  及び平行な方向の力  $\tau_s$  は, 次式のように表現される.

$$\sigma = W \cos \beta = \gamma Z \cos^2 \beta \dots\dots\dots (6.9)$$

$$\tau_s = W \sin \beta = \gamma Z \cos \beta \sin \beta \dots\dots\dots (6.10)$$

ここに,  $W$  : 覆土の単位長さ当たりの重量,  
 $\gamma$  : 覆土の単位重量,  $Z$  : 覆土の厚さ,  
 $\beta$  : 斜面の傾角,

一方, 仮定すべり面上におけるせん断強さ  $\tau_s^f$  は,  
$$\tau_s^f = c + \sigma \tan \Phi = c + \gamma Z \cos^2 \beta \tan \Phi \dots\dots\dots (6.11)$$

ここに,  $c$  : 粘着力,  $\Phi$  : せん断抵抗角

従って, 安全率 FS は,

$$FS = \tau_s^f / \tau_s = \frac{c + \gamma Z \cos^2 \beta \tan \Phi}{\gamma Z \cos \beta \sin \beta} \dots\dots\dots (6.12)$$

このモデルに, 実験結果の諸物性値をあてはめ,

FS を試算すると, Fig. 6.47 のとお

りである. ただし, 試算条件は,

(自然乾燥状態) 覆土厚さ: 50cm,  
覆土の単位重量: 18kN/m<sup>3</sup>,  
設計震度: 0.15

(浸水状態) 覆土厚さ: 50cm,  
覆土の水中重量: 8kN/m<sup>3</sup>,  
設計震度: 0.15

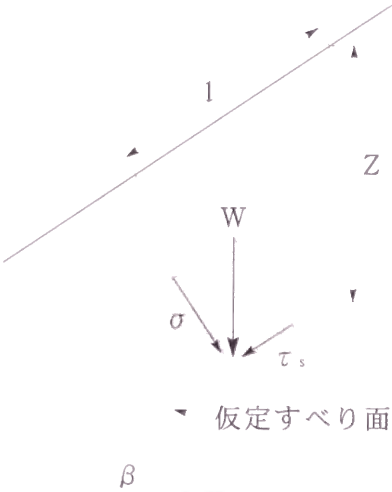


Fig. 6.46 無限長斜面安定解析モデル

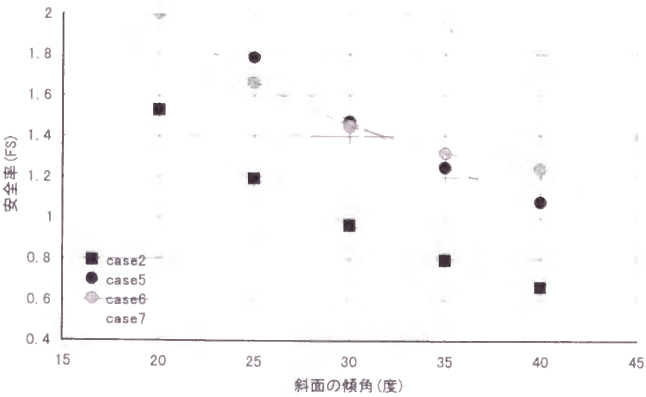


Fig. 6.47 斜面上の安全率(FS)

とした。この試算結果から、

(a) GCL 上に覆土が施工された時、せん断抵抗力が最小となるのは、GCL 表面のシートと覆土との境界面であり、FS が 1.2 の時の傾角は約 24 度である。

(b) 着水時（ベントナイトが膨潤した状態）、FS が 1.2 付近でせん断抵抗力が最小になるのは、GCL 表面シートと覆土との境界面であり、FS が 1.2 の時の傾角は約 36 度である。といえる。いずれの場合も、覆土と GCL 表面シートとの境界面が斜面上の安定に対して重要な要因となる。現場の施工においては、2 割 5 分勾配以上（傾角 22 度以下）とすべきであると考えられる。また、GCL の斜面での使用については、覆土の種類や締め固め度合いなど実際の施工条件を考慮して検討を進めるべきである。

## 6.5 まとめ

生活のゆとりや心の豊かさを重んじる国民の価値観はますます高まっている。貯水池の新築、改修にあたっては景観や親水に配慮した自然馴染に優れた遮水工法の開発が要望されている。こうした中で、GCL を利用した遮水工法は、覆土などによる拘束が必要なことから、この覆土などを活用した自然景観にマッチした貯水池を築造できる可能性を秘めている。そのためには、水圧負荷条件、覆土条件、下地基盤条件、構造物との接合などの現場施工を踏まえた GCL の遮水性能に関する基本的特性の解明が必要である。そこで、本章では、下地地盤に不同沈下が生じない場合について、GCL 本体の遮水性能や GCL 接合部の基本性能を調べた結果・評価法を論じた。また、施工時の損傷に対する自己治癒性、供用時の水みち発生後や乾燥亀裂発生後の自閉性、草根の貫入に対する耐性、あるいは堤体斜面上の GCL のすべりに対する安定性についても述べた。以下に、本章の検討成果を要約する。

- a) 試作した GCL 本体は、透水係数  $1 \times 10^{-8} \text{cm/s}$  の以下の遮水性がある。また、施工規模モデル実験結果では、提案した接合方法により、接合部を含む敷設面積全体の評価として、高水圧負荷（最大 700kPa）時においても  $1 \times 10^{-7} \text{cm/s}$  以下の遮水性があり、実用上支障のない遮水性能が確保できる。
- b) 試作した試験装置は、漏水量の計測精度を上げるために試験方法を含めさらに改良する必要があるものの、従来においては困難であった GCL 接合部の漏水量を計測することが可



能である。

- c) GCL 相互接合部は、従来、製品をそのまま重ねるだけで十分な遮水性能が得られるとの報告もあるが、その層間にジオテキスタイルが介在するか否かといった接合構造が遮水性能に大きな影響を与える。
- d) 重ね合わされた GCL の接する面、あるいは GCL とコンクリートの接する面には、その間隙をシート状に流れる水みち流が存在する。そこで、本論では接合部の遮水性能を評価するため、透水係数のアナロジーである接面流係数という新たな概念を導入した。
- e) 導入した簡便な評価法に基づいて施工現場における漏水量を試算したところ、接合部からの漏水量が全漏水量の約 30%を占めることから、設計においては接合部からの漏水量を無視すべきではない。
- f) 試作した膨潤圧試験器を用いた予備膨潤型 GCL 供試体の膨潤圧は、クリアランスが無い状態で 350kPa 程度、クリアランスを約 3mm とした状態で 90kPa 程度である。この実験結果から、多少の損傷は十分自己治癒性を発揮することが分かる。
- g) 施工時の損傷に対する自己治癒性は、傷口の発生形態により相違があるが、試作した粒状体型 GCL の場合、本論で設定した傷口の形態にあつては、何れも傷口の大きさが  $\phi$  10mm であっても、500MPa 程度の耐水圧性を有する。
- h) 供用時の微細な水みちは、自閉する場合がある。この現象は、ベントナイトの膠着性に起因して、低圧養生中に下面のジオテキスタイルにベントナイトの被膜が再形成される場合があること、あるいは、ベントナイトが膨潤圧を有することから、膨潤圧以上に拘束された状態から低圧まで降圧することにより、徐々に再膨潤を起こすという膨潤圧の働きに起因するものと考えられる。
- I) 10cm 以上の覆土がなされれば、100 日間乾燥条件下におかれても GCL の含水比はほとんど変化しない。しかし、何らかの都合で含水比が 100%程度低下し、乾燥亀裂が発生した場合であっても、再膨潤によってほぼ事前の遮水性能まで回復することが期待できる。
- j) GCL に 20cm の覆土がなされた場合、通常の牧草種の草根は GCL 層上側のジオテキスタイル面で屈曲し GCL 層に貫入しないが、カヤ系の草根は GCL 層を貫通する。このカヤ系の草が株立ちとなり、密集して草根が貫通した場合には、遮水性は低下する。
- k) 斜面上に敷設された GCL の安定性が最小になるのは、覆土が施工された時も、着水時も、GCL 表面シートと覆土との境界面であり、安全率 FS が 1.2 の時の傾角は約 24 度である。

## 引用文献（第 6 章）

- Cooley,B.H. & Daniel,D.E. (1995) : Seam Performance of Overlapped Geosynthetic Clay Liners ,  
Geosynthetics '95, pp.691～705
- Geo-Research Limited (1997) : Permeability Test Analysys,p.3
- 嘉門雅史 (1979) : 土の物理学－土質工学の基礎－, 土壌物理研究会編, 森北出版, pp.76～79
- Koerner,R.M. (1994) : Designing with geosynthetics Third edition, Prentice-Hall Inc., pp.630～632
- 小峰秀夫・緒方 信英・田代勝浩 (1995) : 締固めたベントナイトの膨潤変形に及ぼす Na イオン濃度の影響, 第 30  
回土質工学研究発表会講演集 3 分冊の 1, pp.351～354
- 佐藤晃一 (1979) : 土の物理学－土質工学の基礎－, 土壌物理研究会編, 森北出版, p.101
- 高橋 聡・近藤三三・嘉門雅史 (1996) : ジオシンセチック・クレーライナーの重ね合わせ継目における透水性の評  
価, 第 31 回地盤工学研究発表会, pp.325～326
- 高橋 聡・近藤三三・嘉門雅史 (1997) : ジオシンセチック・クレーライナーの穿孔部位における透水性評価, 第  
32 回地盤工学研究発表会, pp.163～164

## 第7章 ベントナイトの混合によるマサ土の遮水性改良

### 7.1 概説

農業用ため池の老朽化や機能低下に起因する災害の拡大を未然に防止することを目的として開始された香川農地防災事業地区は、地質的にみると、花崗岩類が広く分布している地域である。これら花崗岩類の風化土は、通称マサ土と呼ばれている。一般に、マサ土は特殊土として位置付けられており、その理工学的特性は風化の程度に強く依存する。例えば、ため池改修に際してコア材として利用する際のポイントとなる突き固め土の透水係数については、 $10^{-6}\text{cm/s}$  オーダ以下から  $10^{-2}\text{cm/s}$  程度までと、風化の進行程度の相違によって値に大きな幅を持っている。通常、コア材のような遮水性材料に求められる透水係数は、 $10^{-5}\text{cm/s}$  オーダ以下であることから、風化の程度如何によってコア材に利用できる場合とできない場合とに分かれることになる。従来、ため池改修に際して良質の刃金土として採取されてきたのは、この風化の進んだマサ土であり、風化の進んでいないマサ土については、コア材への利用があきらめられてきた。

ところが、近年、自然環境保全の見地から林地開発に対する規制が強化されつつあり、遮水性に優れた良質の刃金土を大量に採取することが困難になってきている。特に、当該事業管内で計画されているため池改修予定箇所数は 200 箇所もあり、安定的かつ遮水性能的にも問題のない刃金土材料の確保対策は、重要な課題となっている。

こうした状況下において、従来は利用されていない現場に大量に存する透水性基準値を満たさないマサ土を、透水性抑制材を混合することにより、基準値を満たす刃金土材料に改良ができれば、安定的な材料確保対策となると同時に、改修コストの面でも有利となる可能性が高いと考えられる。

そこで、本章では、比較的安価で安定的に供給されているベントナイトを透水性抑制材として用い、マサ土の遮水性改良による利用の可能性を事例的に検討する。

## 7.2 実験方法

### 7.2.1 実験試料

#### (1) マサ土

実験に用いたマサ土は、香川県三豊郡財田町山才の土取場から採取したものである。マサ土 A は、コア材として使用可能かどうか現場担当者が判断に迷った表層付近のマサ土である。マサ土 B は、使用不可と判断した下層のマサ土である。

#### (2) ベントナイト

透水抑制材として用いたベントナイトは、米国ワイオミング州産 200 メッシュベントナイト (American colloid company 製) で、Na モンモリロナイト分が 90% 以上のものである。

### 7.2.2 最大ベントナイト混合比の決定

実際の工事において、遠距離に位置する土取り場から基準値を満たす刃金土を運搬する場合と、近距離にある土取り場から基準値を満たさないマサ土を運搬する場合の輸送コストを比較して、その差額をマサ土改良のためのベントナイト購入費用に充てるという考え方を採用し、ベントナイトの最大混合比をマサ土乾燥重量比で 5% とした。その算出根拠は、以下のとおりである。

- a. 香川農地防災事業所の積算資料によると、 $1\text{m}^3$ あたりの輸送費は  $1\text{km}$  で 600 円、 $20\text{km}$  で 3,000 円である。そこで、刃金土の最大運搬距離を  $20\text{km}$ 、基準値を満たさないマサ土の最小運搬距離を  $1\text{km}$  と仮定し、その差額  $2,400 \text{ 円}/\text{m}^3$  をベントナイト購入費用の最大とする。
- b. 輸送するマサ土の乾燥密度を  $1.6 \text{ t}/\text{m}^3$  とする。
- c. 「建設物価 (平成 8 年 12 月号)」によると、高松におけるベントナイトの単価は、 $1\text{t}$  当たり 30,000 円である。
- d. 上記の前提より、ベントナイトの最大混合比を、次の式により算出した。

$$1.6\text{t}/\text{m}^3(\text{乾燥密度}) \times M(\text{混合比}) \times 30,000 \text{ 円}(\text{ベントナイトの単価}/\text{t}) \leq 2400 \text{ 円}(\text{差額})$$

$$\therefore M = 0.05$$

7.2.3 実験手順

- ① 現地土取り場から採取したマサ土を、4.76mm ふりいによりふるい分けた後、物理試験を行う。
- ② マサ土の突固めによる締め固め試験を行い、最適含水比を求める。
- ③ マサ土 A については、ベントナイトを重量比で 3%混合した改良土の締め固め試験を行い、最適含水比の移行状況を調べる。マサ土 B については、混合比を 3, 5%と変化させ、かつ、締め固めエネルギーを JIS の規定によるもの、及びその 1.5 倍に変化させた場合の最適含水比、最大乾燥密度の移行状況を調べる。
- ④ ベントナイト無混合土及びベントナイト混合土の透水試験を行い、ベントナイトの混合による遮水性改良度合いを調べる。
- ⑤ マサ土 A については、透水試験後に、供試体作成前後の粒子破碎の状況を調べる。

7.3 実験結果

7.3.1 物理的性質

供試土の物理的性質は、Table 7.1 のとおりである。また、Fig.7.1 は、その粒径加積曲線である。宮内ら（1995）は、当地区と同じ領家花崗岩類に属する愛媛県越智郡朝倉村内及び宮窪町内の 5 地区から採取した風化の程度の異なるマサ土 6 種類について、物理試験結果を報告している。これら 6 種類のマサ土の土粒子密度は、2.60～2.65g/cm<sup>3</sup> の値となっている。当地区のマサ土 A はこの範囲内にあり、マサ土 B は、これらよりもやや小さい。また、6 種類のマサ土を細粒分の多い順に並べた場合、上位 5 種類は、シルト分 11～29%，粘土分 8～20%の範囲にあり、最下位に位置する宮窪地

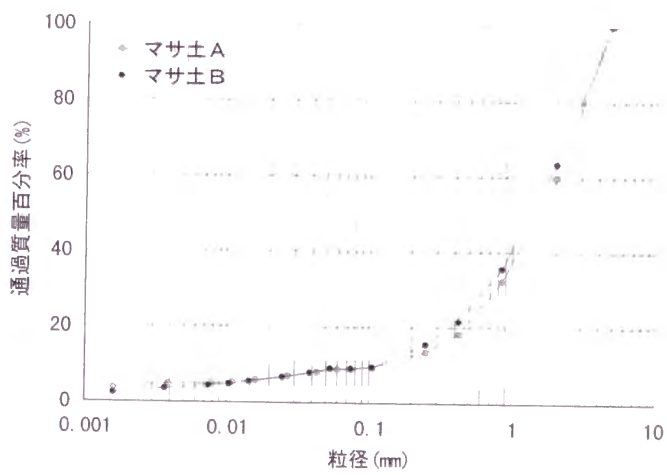


Fig. 7.1 実験試料の粒径加積曲線



区から採取されたマサ土が当地区のマサ土のシルト分，粘土分 4～5%とほぼ一致している．従って，当地区のマサ土は，宮内ら実験したマサ土のうち，最も風化の程度が低いマサ土と粒度分布が近似しているものであると推定される．なお，土の工学的分類上は，シルトまじり砂(S-M)，あるいは粘土まじり砂(S-C)である．

Table 7.1 供試土の物理的性質

試験	項目	マサ土 A	マサ土 B	宮窪地区
含水比	自然含水比(%)	5.85	2.18	—
密度	土粒子密度(g/cm <sup>3</sup> )	2.61	2.56	2.65
コンシステンシー	液性限界	27.5	—	NP
	塑性限界	NP	—	NP
	塑性指数	NP	—	NP
粒度(%)	細レキ分(4.76～2mm)	40.2	36.5	91.7
	粗砂分(2～0.42mm)	41.5	42.0	
	細砂分(0.42～0.074mm)	9.4	12.5	
	シルト分(0.074～0.005mm)	4.1	5.2	4.4
	粘土分(0.005mm 以下)	4.8	3.8	3.9

7.3.2 突き固め特性

突き固めは，JIS A 1210 及び JSF T 711 に準拠して，A-a 法と呼ばれる突き固めによる土の締め固め試験法によった．なお，A-a 法では 2.5kg ランマーで 1 層あたり 25 回の突き固め数が規定されているが，マサ土 B については突き固めエネルギーの増加の効果を調べるため，規定の 1.5 倍に相当する，1 層あたり 38 回とする場合も併せて行った．以下，1 層あたり 25 回の実験を JIS100%，38 回を JIS150%と呼ぶ．各供試土の乾燥密度-含水比曲線を，Fig.7.2 に示す．

- a. ベントナイト無混合土の最適含水比は，マサ土 A, B とともに 12.5%付近であり，マサ土 A の方が僅かに大きい．なお，湿潤側の含水比調整は，最適含水比+2%程度以上に加水すると分離水が発生し不能となる．
- b. ベントナイトの混合による最適含水比の変化は，マサ土 A の場合は 3%混合で+2.3%であるに比

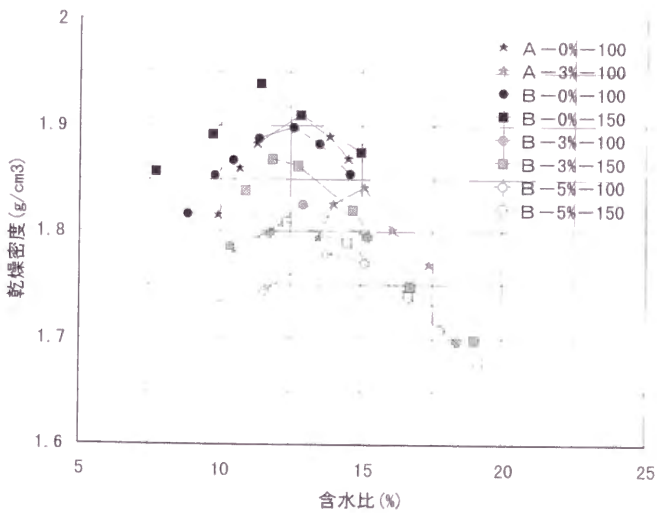


Fig.7.2 各供試体の乾燥密度－含水比曲線

べ、マサ土 B の場合は 3% 混合で+0.3%，5% 混合で+1.1%と小さい。

c. ベントナイトの混合量の増に伴って，最大乾燥密度は大きく低下する．マサ土 B の JIS 100%の場合を例に上げれば，3% 混合で−0.073g/cm<sup>3</sup>，5% 混合で−0.119g/cm<sup>3</sup>となる．

d. 締め固めエネルギーを JIS100%から JIS150%に上げると，ベントナイトの混合率に拘わらず，最適含水比が 1.2%程度低くなり最大乾燥密度が 0.03~0.04g/cm<sup>3</sup>程度高まる．

7.3.3 ベントナイトの混合による遮水性改良度合い

(1) マサ土 A

1) 供試体作製条件

突き固め試験結果に基づいて，Table 7.2 のように実験条件を設定し，供試体を作製した．

Table 7.2 供試体作製条件(マサ土 A)

	実験ケース名	Case-1	Case-2	Case-3	Case-4	Case-5
設定値	ベントナイト混合量(%)	0	0	3	3	3
	含水比状態	W <sub>opt</sub>	W <sub>opt</sub> +2%	W <sub>opt</sub>	W <sub>opt</sub> +2%	W <sub>opt</sub> +4%
実測値	含水比(%)	12.79	14.79	15.09	17.09	19.09
	飽和度(%)	89.4	91.5	94.1	95.2	96.6
	D 値	99.6	97.3	99.9	96.5	93.7

2) 透水試験方法

Fig. 7.3 に示す直径 15cm，高さ 15cm のモールドを使用し，内面にグリスを塗布した後，JIS100%のエネルギーとなるよう，2.5kg ランマにより 3 層・各層 60 回で供試土を締め固めた．供試体の上下には，厚さ 2cm の砂層を設け，全断面透水となるようにした．従って，供試体総厚は 11cm である．供試体の飽和は，90cm の水頭差で毛管上昇させる方法により行い，15 日を飽和所要時間とした．なお，実験は，ほぼ 15℃の恒温条件下で，変水位透水試験法により行った．試験水は，水道水を用いた．

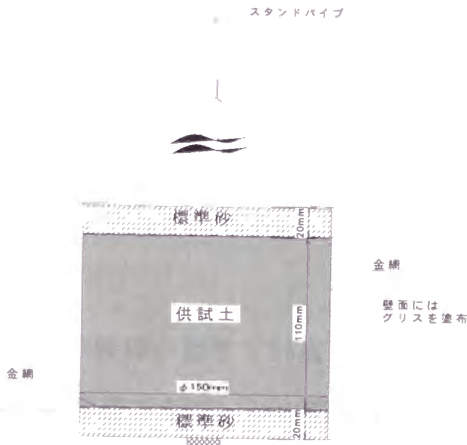


Fig.7.3 変水位透水試験概要

3) 透水試験結果

飽和開始初期の透水量は、各ケース共に変動がみられるが、飽和日数が経過するにつれ、ほぼ安定した値を示すようになる。透水試験開始 1 ヶ月後の透水係数は、Table 7.3 のとおりである。この結果から次のことがいえる。

- a. ベントナイト無混合マサ土 A では、含水比を最適含水比から湿潤側に調整しても、遮水性の改良は期待できない。
- b. マサ土 A にベントナイトを混合すると、重量比で僅か 3% の混合であっても、遮水性の改良効果が期待できる。ただし、締め固め時の含水比が改良効果に大きく影響する。最適含水比+4% の湿潤側では、透水係数が 2 オーダ小さくなることが期待できる。

Table 7.3 透水試験結果(マサ土 A)

ベントナイト混合率 (重量%)	実験条件	透水係数 (cm/sec)	備 考
0%	最適含水比付近	$4.4 \times 10^{-6}$	最適含水比 12.8%
	最適含水比+2%	$6.0 \times 10^{-6}$	
3%	最適含水比付近	$3.3 \times 10^{-6}$	最適含水比 15.1%
	最適含水比+2%	$1.5 \times 10^{-6}$	
	最適含水比+4%	$2.9 \times 10^{-8}$	

なお、前述したように、通常、コア材のような遮水性材料に求められる透水係数は、 $10^{-5}$ cm/s オーダ以下であることから、マサ土 A はベントナイトの混合を行わなくても、一応遮水性材料として利用できる可能性がある結果となっている。施工現場においては、担当者が使用の適否判断をするのが難しい材料である。また、締め固め時の含水比状態によっては、同量のベントナイトを混合しても顕著な遮水性の改善に資さないケースもあることから、施工管理条件上も厳しい結果となっている。

4) 締め固め時の粒子破碎による透水係数への影響

供試体を作成する際の締め固め時において、マサ土の粒子破碎が起きているならば、必ずしもベントナイト混合による透水係数の改善効果を適正に評価できていない可能性がある。

Table 7.4 実験前後の粒度変化

	レキ・砂分	シルト分	粘土分
締め固め前	91.1%	4.1%	4.8%
締め固め後	90.0%	5.0%	5.0%

そこで、1ヶ月間の透水試験終了後、試験容器内の試料を取り出し、粒度試験を実施し、粒度分布の変化を調べた。実験供試体は、Case 1の試料である。

実験前後のレキ・砂分、シルト分、粘土分の変化状況を Table 7.4 に、粒径加積曲線の変化状況を Fig. 7.4 に示す。実験後、シルト分 0.9%、粘土分 0.2%の増加が認められ、締め固め時の粒子破碎の影響が僅か

ながら見られる。しかし、図に示したように、粒径加積曲線はほとんど変化しておらず、締め固め時の粒子破碎による透水係数改善効果は期待できないものと思われる。

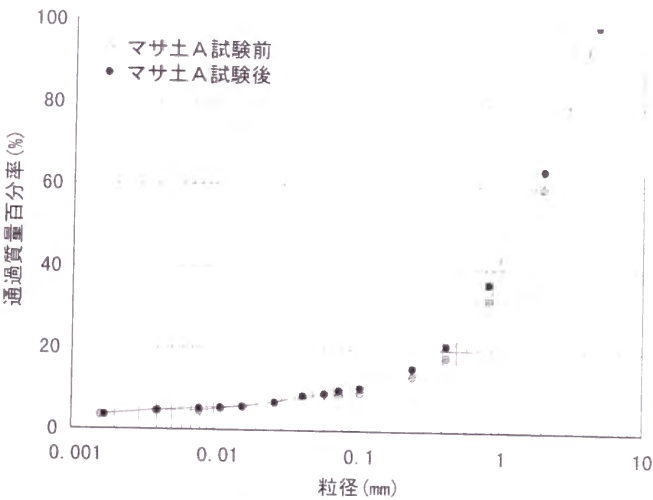


Fig. 7.4 実験前後の粒径加積曲線

(2) マサ土 B

1) 供試体作製条件

ベントナイト混合量、締め固めエネルギー、混合土の含水比を変化させた時の遮水性改良度合いを検討するため、マサ土 A の実験結果及び条件設定の相互関係を勘案して、Table 7.5 に示す実験ケースを設定した。また、供試体の作製方法、透水試験の方法は、マサ土 A の場合と同様とし、1つの実験ケースにつき3供試体とした。

Table 7.5 供試体作製条件(マサ土 B)

ベントナイト混合率(%)	締め固めエネルギーJIS100%				締め固めエネルギーJIS150%			
	W <sub>opt</sub>	W <sub>opt</sub> +2%	W <sub>opt</sub> +4%	W <sub>opt</sub> +6%	W <sub>opt</sub>	W <sub>opt</sub> +2%	W <sub>opt</sub> +4%	W <sub>opt</sub> +6%
0	○	—	—	—	○	○	—	—
3	○	○	○	○	○	○	—	—
5	○	—	—	—	○	○	○	○

2) 透水試験結果

Fig.7.5 は、15 日間の飽和時間を了した後に実施した透水試験結果である。ただし、ベントナイト混合率 5% の  $w_{opt}+2\%$ 、 $+4\%$ 、 $+6\%$  の実験ケースにおいては、それぞれ 3 供試体のうち 1 供試体が 15 日間の飽和時間を了しても飽和に至らなかった。

実験結果から、ベントナイト混合量，締め固めエネルギー，混合土の含水比の遮水性改良に与える度合いを検討すると、次のとおりである。

- a. ベントナイト混合量を 5% とすれば、遮水材としての透水性基準は達成できる。
- b. JIS100% から JIS150% に突き固めエネルギーを増加することにより、遮水性を 1 オーダ程度向上できる。
- c. JIS100%、JIS150% のいずれにおいても、最適含水比付近でのベントナイト混合量 3% の遮水性改良効果はほとんどないが、ベントナイト混合量が 5% になると最適含水比付近であっても 1 オーダ以上の改良が期待できる。ただし、その改良度合いのバラツキは大きい。本実験の場合、供試体の試料練り合わせは素手で行っており、ベントナイトの十分な分散という観点からは、必ずしも十分でなかった可能性がある。しかし、現場においては、このような状態が起こりうる可能性がさらに高くなる点に注意を要する。
- d. 一般的な土質材料においては、透水係数の最小値は最適含水比よりも湿潤側に現れるが、その傾向が明確にみられる。すなわち、湿潤側の最適含水比 $+4\%$ 付近において最小値が得られ、最適含水比付近に比べ 1 オーダ小さい。

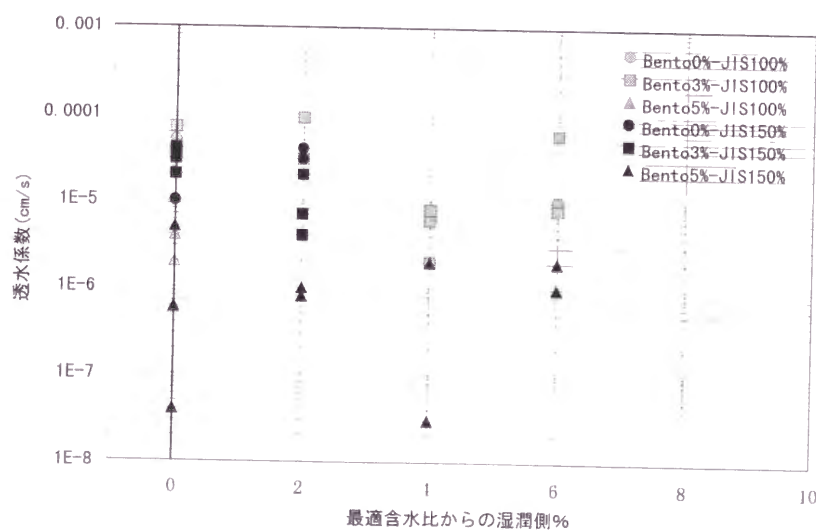


Fig.7.5 透水試験結果(マサ土 B)



## 7.4 まとめ

香川農地防災事業管内から透水性基準を満たさない風化の進行程度の異なる 2 種のマサ土を採取し、ベントナイトを混合することにより遮水材料として利用する可能性を検討した。ベントナイトは、米国ワイオミング州産 200 メッシュベントナイトで、Na モンモリロナイト分が 90% 以上のものである。最大ベントナイト混合比は、遠距離に位置する土取り場から基準値を満たす刃金土を運搬する場合と、近距離にある土取り場から基準値を満たさないマサ土を運搬する場合の輸送コストを比較して、その差額をマサ土改良のためのベントナイト購入費用に充てるという考え方を採用し、ベントナイトをマサ土乾燥重量比で 5% とした。以下に、その結果を要約する。

- a) 試料マサ土の土の工学的分類上は、シルトまじり砂(S-M)、あるいは粘土まじり砂(S-C)である。ベントナイト無混合土の最適含水比は、マサ土 A, B とともに 12.5% 付近であり、マサ土 A の方が僅かに大きい。湿潤側の含水比調整は、最適含水比+2% 程度以上に加水すると分離水が発生し不能となる。
- b) ベントナイトの混合による最適含水比の変化は、マサ土 A の場合は 3% 混合で+2.3% であるのに比べ、マサ土 B の場合は 3% 混合で+0.3%、5% 混合で+1.1% と小さい。ベントナイト混合量の増に伴って、最大乾燥密度は大きく低下する。マサ土 B の JIS100% の場合を例に上げれば、3% 混合で-3.8%、5% 混合で-6.3% となる。締め固めエネルギーを JIS100% から JIS150% に上げると、ベントナイトの混合率に拘わらず、最適含水比が 1.2% 程度低くなり最大乾燥密度が 2% 程度高まる。

### (マサ土 A)

- c) ベントナイト無混合マサ土 A では、含水比を最適含水比から湿潤側に調整しても、遮水性の改良は期待できない。ベントナイトを混合すると、重量比で僅か 3% の混合であつても、遮水性の改良効果が期待できる。ただし、締め固め時の含水比が改良効果に大きく影響する。最適含水比+4% の湿潤側では、透水係数が 2 オーダ小さくなることが期待できる。実験前後の粒径加積曲線はほとんど変化しておらず、締め固め時の粒子破碎による透水係数改善効果は期待できない。

## (マサ土 B)

- d) ベントナイト混合量を 5%とすれば、遮水材としての透水性基準は達成できる。  
JIS100%から JIS150%に突き固めエネルギーを増加することにより、遮水性を 1 オーダ程度向上できる。最適含水比付近でのベントナイト混合量 3%の遮水性改良効果はほとんどないが、ベントナイト混合量が 5%になると最適含水比付近であっても 1 オーダ以上の改良が期待できる。湿潤側の最適含水比+4%付近において最小値が得られ、最適含水比付近に比べ 1 オーダ小さい。

なお、本章で検討したベントナイト混合比以上の量のベントナイト混合領域を取り扱っていることから直接利用は出来ないが、この透水性抑制材などとしてのベントナイト利用に関する研究は、現在、放射性廃棄物埋設施設のバリアなどを対象として、極めて広い分野の多くの研究者がグループを組織して進めている（例えば、鹿島建設(株)技術研究所グループによる礫混入ベントナイト混合土の締め固め特性（1994）、透水係数（1994, 1995a, 1995b, 1996）、動的変形・液状化（1996）、強度特性（1996）、膨潤圧と透水係数（1997）、清水建設(株)・電力中央研究所グループによるベントナイト混合土の透水係数（1994）、膨潤圧（1994）、膨潤時の透水特性（1996）、せん断変形時の透水特性（1996）、水質の影響（1996）、大成建設(株)グループによるベントナイト混合土の均一性判定（1996）、力学特性（1996）、透水特性（1996）、化学的安定性（1996）、現場施工性（1996））。今後、こうした研究成果を併せて活用することによって、現場での実際の施工も視野に入ってくるものと思われる。

## 引用文献（第 7 章）

宮内定基・酒井俊典・影浦直樹（1995）：ベントナイト混合によるマサ土の透水性の改良，農土誌 63（5），pp.501～506

（鹿島建設(株)技術研究所グループ）

田中俊行・八鍬 昇・平 和男・深沢栄造（1994）：礫混入ベントナイト混合土の締め固め特性について，第 29 回土質工学研究発表会，pp.2143～2144

八鍬 昇・深沢栄造・平 和男・田中俊行（1994）：礫混入ベントナイト混合土の透水係数に関する一考察，第 29 回土質工学研究発表会，pp.2117～2118

平 和男・深沢栄造・田中俊行・須山泰宏（1995a）：礫混入ベントナイト混合土の含水比が透水係数に及ぼす影響，第 30 回土質工学研究発表会，pp.1839～1840

- 田中俊行・深沢榮造・平 和男・須山泰宏（1995b）：礫混入ベントナイト混合土の礫混入率が透水係数に及ぼす影響，第 30 回土質工学研究発表会，pp.1837～1838
- 平 和男・深沢榮造・田中俊行（1996）：ベントナイトを混合した遮水材料の透水係数の一整理方法，土木学会第 51 回年次学術講演会，pp.542～543
- 田中俊行・深沢榮造・平 和男（1996）：礫混入ベントナイト混合土の動的変形・液状化試験，土木学会第 51 回年次学術講演会，pp.240～241
- 萩内耕一・山本正史・松田廣繼・廣 陽二・須山泰宏（1996）礫混りベントナイト混合土の強度特性，土木学会第 51 回年次学術講演会，pp.750～751
- 田中俊行・深沢榮造・山本博之・平 和男（1997）：ベントナイトを混合した遮水材料の膨潤圧と透水係数，第 32 回地盤工学研究発表会，pp.317～318
- 清水建設株・電力中央研究所グループ
- 緒方信英・小峯秀雄（1994）：ベントナイト・砂混合材料の透水係数に関する一考察，第 29 回土質工学研究発表会，pp.1883～1884
- 中島 均・石井 卓・尾土篤生・緒方信英・小峯秀雄（1994）：放射性廃棄物処分施設におけるベントナイト混合土の膨潤圧の取扱いに関する一考察，第 29 回土質工学研究発表会，pp.323～324
- 吉田弘明・今井 淳・萩内耕一・中島 均・白石知成・石井 卓（1996a）：低レベル放射性廃棄物処分施設におけるベントナイトの膨潤時の透水特性，土木学会第 51 回年次学術講演会，pp.544～545
- 三谷泰浩・石井 卓・中島 均・平田征弥・吉田弘明・江崎哲郎・張 銘（1996b）：低レベル放射性廃棄物処分施設におけるベントナイト混合土のせん断変形時の透水特性，土木学会第 51 回年次学術講演会，pp.546～547
- 小峰秀雄・緒方信英・田代勝浩（1996）：締め付けたベントナイトの膨潤変形に及ぼす水質の影響，第 31 回地盤工学研究発表会講演集，pp.339～340
- 大成建設株グループ
- 藤原 靖・深澤道子（1996）：蛍光発色によるベントナイト混合土の均一性の判定，土木学会第 51 回年次学術講演会，pp.598～599
- 谷澤房郎・今村 聡・姉崎 進・五十嵐孝文（1996）：ベントナイト・砂混合土の力学特性，第 31 回地盤工学研究発表会，pp.333～334
- 五十嵐孝文・水品知之・今村 聡・末岡 徹（1996）：ベントナイト・砂混合土の透水特性，第 31 回地盤工学研究発表会，pp.329～330
- 今村 聡・末岡 徹（1996b）：ベントナイト・砂混合土の化学的安定性，第 31 回地盤工学研究発表会，pp.331～332
- 石原輝之・五十嵐孝文・今村 聡・谷澤房郎（1996）：ベントナイト・砂混合土の現場施工性，第 31 回地盤工学研究発表会，pp.335～336

## 第 8 章 結 論

農業用貯水池の新設や改修においては、立地条件、経済性、工期の制約、環境問題などに起因して、多様な遮水工法が求められている。その中の一工法である貯水池表面遮水工法は、廃棄物処分場分野における遮水工法の技術革新が反映され、様々な性能を持つ高分子系、無機系の GM を用いた遮水技術が導入されつつある。しかしながら、これらの GM を用いた表面遮水工法は、開発されつつある材料に限らず、現場使用条件を与件とした時の試験方法や、その結果の評価法が未確立であり、表面遮水工法全体としての安全かつ経済的な設計・施工・管理法の確立が求められている。

本研究では、貯水池表面遮水工法に用いられる各種 GM についての性能試験法及びその結果の評価法の検討を通じて、高分子系 GM の貯水池表面遮水工法への合理的な適用法、GCL などベントナイト系遮水材の貯水池表面遮水工法への適用可能性を明らかにした。具体的には、第 2 章で材料選定のあり方を検討するため、使用する現場気象条件下での各種 GM の力学的特性を調べ、第 3 章で GM の接着・接合部の力学的安定性と水密性について、気象環境条件がそれらに与える原因、影響度を明らかにし、その対策法を述べた。第 4 章では、GM 厚さ選定の基準となる耐水圧性評価に必要な GM の破断メカニズムを検討し、柔軟な GM に適用できる局部凹部引張破断理論を提案した。第 5 章では、GM の実材令の経年劣化特性を調べ、経済性向上のための設計法、延命のための管理法を導出した。第 6 章で、GCL 層やその接合部の遮水性能を調べる試験法とその評価法を論じるとともに、自己治癒性などの遮水特性を明らかにした。第 7 章では、ため池改修における遮水材確保対策の一環として、ベントナイトの透水性抑制材としての利用が経済的にも可能なことを明らかにした。

以下に、第 1 章の研究目的に沿って検討成果を要約し、本研究の結論をまとめる。

### [1] 高分子系 GM の貯水池表面遮水工法への合理的な適用法

#### (第 2 章)

- a) 貯水池表面遮水材として、多様な GM が利用できる状況となっていることから、材料選択の幅が広がってきている。それらは材料素材の特性から派生する独自の性能を

持っており、使用に当たっては、それらの特性を十分踏まえた上で設計することが肝要である。貯水池表面遮水材は暴露状態で使用される場合が多いことから、材料選定上の重要なポイントは力学的物性の温度依存性である。特に、EPDM 系や PVC 系のよう、製造段階の配合設計の工夫により力学的特性を変えられる GM は、使用環境条件に即したものを選定すべきである。

- b) 高分子系 GM は、力学的強度や伸び能力の他に、力学的特性からは、引張破断を生じるまでに降伏を起こすか否か、大きく 2 種に大別される。HDPE 系、TPE 系、軟質 PVC 系は降伏を起こす GM であり、EPDM 系、高弾性軟質 PVC 系は、降伏を起こさない GM である。降伏を起こす GM は、降伏を起こすまでの物性値を用いて設計を行うべきである。AS パネルは、温度依存性ととも引張速度依存性も大きい。

### (第 3 章)

- c) 高分子系 GM の接着・接合は、溶接・熱融着によるものと、接着剤（材）によるものに大別される。HDPE 系、TPE 系のよう溶接・熱融着によるものは剥離は生じがたいが、コンクリートとの接合は、直接的には、HDPE 系は不能、TPE 系は不安定である。接着剤による EPDM 系の接着は、施工時の環境湿度が 85% 程度以上に高いと、接着剤の気化熱に起因する結露により接着強度不足を生じる。これを防止するには自然加硫型接着テープが有効である。コンクリートとの接着も湿度 95% 以上の場合や環境温度が 5℃ 以下の場合には避けるべきである。AS パネルの接合強度は、温度依存性や引張速度依存性が大きい。
- d) EPDM 系とアスファルト、EPDM 系と TPE 系といった異種材料 GM 間の接合は、前者は両者の中間的な移行材料を介在させることで、後者は両者の中間材質を介し加熱加圧することで可能である。一方、近年多用される EPDM 系や TPE 系の工場での加熱圧着による GM の拡張幅においては、その直近部での GM の変質が起こり得るので注意が必要である。
- e) EPDM 系 GM の接着・接合部の水密性は、ポアソン比が 0.49 である弾性体としての特性が水圧下では有効に作用する。しかし、3 枚重ねとなる部分、段差やシワが接着部を横断する場合などは、水みちが発生する場合があります、その確保対策については、細部技術が重要である。コンクリート構造物との接合部の水密性は、プライマー層とコンクリートとの界面の水密性如何による。不同沈下発生時のコンクリート構造物と



の接合部の水密性確保は、その接合構造内に非接着部を設けることで、相対沈下量 30mm まで対応可能である。HDPE 系 GM や TPE 系 GM の場合は、コンクリートとの接合工法が課題である。

#### (第 4 章)

- f) GM の耐水圧性は、昇圧負荷条件下よりも繰り返し負荷の条件下の方が小さく、一定の水圧で継続負荷中にも破断が生じ得る。水圧負荷後には、引張強さや切断時伸びといった性能が低下する部分が発生する。水圧負荷を受けることにより、局部的に伸ばされる影響が残る結果といえる。これらの現象は、GM に生じるクリープによることが明らかである。また、EPDM 系 GM の破断は基盤碎石の凹部で、TPE 系 GM の破断は凸部で発生する。伸びに関する特性により局部破断形態が異なる。緩衝材の耐水圧性向上効果は、TPE 系 GM よりも EPDM 系 GM の場合の方が大きい。緩衝材の穴埋め緩和と突き破り緩和に対する効果の相違である。
- g) 水圧負荷時に EPDM 系 GM が基盤の空隙部で破断する現象は、水圧が負荷されると基盤の局部凹部において壁との摩擦力により伸びが拘束され、GM の伸びる領域が急速に縮減する結果生じる引張破断である。局部引張破断理論モデルを構築し、その解を用いて実験結果を検討すると、溝モデル（二次元局部引張）の場合の引張強さは、一次元引張時の 1/2 以下に、鋼球モデル（三次元局部引張）では 1/3 程度以下になる可能性がある。溝幅や球間空隙が小さいほど耐水圧は大きい、局部引張破断時の応力は逆に溝幅や球間空隙が小さいほど小さくなる。これは、形成される空隙が狭いほど摩擦力による壁面拘束が強くなることを反映した結果である。
- h) EPDM 系 GM の引張強さ、切断時伸びは、共に引張速度と非常に強い対数相関がある。引張速度一定の時の引張速度と永久弾性係数、緩和時間との間においても、永久弾性係数は正の、緩和時間は負の極めて強い対数相関がある。瞬間弾性係数との間には明確な相関関係はない。すなわち、GM の粘弾性とその安全性評価に大きな影響を与える。
- i) 溝モデル、鋼球モデルの耐水圧実験における応力低下量は、引張速度依存性を考慮しても、溝幅や球径が小さくなるほど大きい。すなわち、(GM 厚さ) / (溝幅や鋼球内接円直径) の比が大きいほど応力低下率は大きい。局部引張による応力低下率が 20% 以下になるのは、その比が 0.1 程度以下の場合である。また、応力低下率は、圧

力保持期間，若しくはその直後に破断を起こしたケースで大きい．すなわち，水压保持により GM にクリープ現象が生じている時にも，局部引張が起きている．

- j) 空隙内接円直径が 6.7mm 程度（球径 43mm 程度）の時と，碎石モデルにおける粒径 15mm 程度の時の耐水压が，ほぼ同等である．碎石モデルにおいて碎石間に形成される最大空隙は，鋼球モデルの場合に比してかなり大きい結果の反映である．逆に，碎石によって形成される最大空隙の大きさを特定できれば，鋼球モデルを用いて碎石基盤上の GM の耐水压性が推定できる可能性があることを示唆しており，耐水压試験の再現性のある標準化が可能と考えられる．
- k) 以上の結果，種々の基盤上に敷設した柔軟な GM の耐水压性を評価する上においては，従来の引張強さのみに着目した力学モデルのみで評価するべきではなく，局部引張を評価できる伸びに関する力学モデルの導入が合わせて必要であるということが明らかにできた．

## （第 5 章）

- l) GM の力学的物性の変化は，製造後の GM 自体の内的経時物性変化と曝露などの外的要因による物性変化が複合された結果である．GM の劣化状況などの力学的物性変化特性を検討する際には，指標となる物性値の適切な選定とその初期値の設定が重要である．EPDM 系 GM の場合には，少なくとも製造後 3 日以上物の性が安定した後の物性値を初期値とすべきであり，曝露することで物性変化が顕著に現れる物性値は，伸びに関する物性値（例えば， $E_B$ ， $M300$ ）である．強さに関する物性値としての  $T_B$  は，その保持率が， $E_B$  と  $M300$  の保持率の積と高い相関があり，それらの相対的变化に左右されることから，物性変化の指標として用いるべきではない．
- m) GM の劣化の程度は，常に水没する池底部か，日射熱，紫外線，オゾンなどの影響を直接受ける斜面部の特定部分か，といった敷設される位置によって大きな差異がある．30 年を経過した IIR 系 GM の結果では，池底から法肩に向かって，徐々に劣化の程度が大きくなっているが，池底の各物性値は，敷設時点の値をほぼ維持しており，常に水中に没する部分の GM の劣化は，限りなく緩慢である．最長 15 年を経過した供用中の調整池や試験池の水中底部から採取した EPDM 系 GM，約 4 年を経過した TPE 系 GM，18 年を経過した AS パネルについても，総じて，日射熱や紫外線などを

多く受ける部位の劣化が進んでいる傾向にあるが、遮水材としての性能に支障をきたすような劣化は生じていない。

- n) 常に水没する部分の耐久性は、現在、一般に経済性の検討に採用されている耐用年数 20～30 年よりも十分長く、表面遮水材としての機能に何ら支障を生じない。従って、設計段階で GM の劣化の進行を織り込んだ配慮、例えば、劣化が比較的早く進行する可能性のある喫水線付近の GM は当初から補強をしておく、あるいは遮水機能上問題となった段階でその部分のみ更新を行う、という方針を採用すれば、経済性はさらに高まるといえる。また、貯水池の運用管理において、可能な限り、貯水を高めに維持することが、GM を用いた表面遮水工法の全体としての耐久性を高めることに有益である。

## [2] GCL などベントナイト系遮水材の貯水池表面遮水工法への適用可能性

### (第 6 章)

- o) 試作した粒状体型 GCL 層は、透水係数  $1 \times 10^{-8} \text{cm/s}$  以下の、市販品の予備膨潤型 GCL 層は  $1 \times 10^{-10} \text{cm/s}$  以下の遮水性がある。提案した接合方法により、接合部を含む敷設面積全体の評価として、粒状体型 GCL は、高水圧負荷（最大 700kPa）時においても  $1 \times 10^{-7} \text{cm/s}$  以下、予備膨潤型 GCL は、貯水容量に対する日漏水量が 0.001%/day 程度の遮水性があることから、実用上支障のない遮水性能が確保できる。
- p) 試作した試験装置は、漏水量の計測精度を上げるために試験方法を含めさらに改良する必要があるものの、従来においては困難であった GCL 接合部の漏水量を計測することが可能である。この試験装置を用いた実験から、GCL 相互接合部は、従来、製品をそのまま重ねるだけで十分な遮水性能が得られるとの報告もあるが、その層間にジオテキスタイルが介在するか否かといった接合構造が遮水性能に大きな影響を与えることが明らかになった。
- q) 重ね合わされた GCL の接する面、あるいは GCL とコンクリートの接する面には、その間隙をシート状に流れる水みち流が存在する。この接合部の遮水性能の評価は、透水係数のアナロジーである接面流係数という新たな概念を導入することにより数量化が可能である。導入した簡便な評価法に基づいて施工現場における漏水量を試算すると、接合部からの漏水量が全漏水量の約 30% を占めることから、設計においては接合部からの漏水量を無視すべきではない。

- r) 試作した膨潤圧試験器を用いた予備膨潤型 GCL の膨潤圧は、クリアランスが無い状態で 350kPa 程度、クリアランスを約 3mm とした状態で 90kPa 程度である。この実験結果から、多少の損傷は十分自己治癒性を発揮することが明らかである。施工時の損傷に対する自己治癒性は、傷口の発生形態により相違があるが、粒状体型 GCL の場合、本論で設定した傷口の形態にあつては、何れも傷口の大きさが  $\phi$  10mm であっても、500MPa 程度の耐水圧性を有する。供用時の微細な水みち発生の場合も、自閉する場合がある。
- s) 10cm 以上の覆土がなされれば、100 日間乾燥条件下におかれても GCL の含水比はほとんど変化しない。しかし、何らかの都合で含水比が 100% 程度低下し、乾燥亀裂が発生した場合であっても、再膨潤によってほぼ事前の遮水性能まで回復することが期待できる。一方、GCL に 20cm の覆土がなされた場合、通常の牧草種の草根は GCL 層上側のジオテキスタイル面で屈曲し GCL 層に貫入しないが、カヤ系の草根は GCL 層を貫通する。このカヤ系の草が株立ちとなり、密集して草根が貫通した場合には、遮水性は低下する。さらに、斜面上に敷設された GCL の安定性が最小になるのは、覆土が施工された時も、着水時も、GCL 表面シートと覆土との境界面であり、安全率 FS が 1.2 の時の傾角は約 24 度である。

## (第 7 章)

- t) 香川農地防災事業管内から透水性基準を満たさない風化の進行程度の異なる 2 種のマサ土を採取し、ベントナイトを混合することにより遮水材料として利用する可能性を検討した結果、可能であることを明らかにした。表層のマサ土 A では、ベントナイトの混合量が重量比で僅か 3% であっても、遮水性の改良効果が期待できる。ただし、締め固め時の含水比が改良効果に大きく影響し、最適含水比+4%の湿潤側では、透水係数が 2 オーダ小さくなることを期待できる。下層のマサ土 B では、ベントナイト混合量を 5% とすれば、遮水材としての透水性基準は達成できる。JIS100% から JIS150% に突き固めエネルギーを増加することにより、遮水性を 1 オーダ程度向上できる。最適含水比付近でのベントナイト混合量 3% の遮水性改良効果はほとんどないが、ベントナイト混合量が 5% になると最適含水比付近であっても 1 オーダ以上の改良が期待できる。湿潤側の最適含水比+4%付近において最小値が得られ、最適含水比付近に比べ 1 オーダ小さい。

以上、本研究の主要成果について述べた。GM の地盤工学分野における様々な用途での利用・普及には、ここ十数年来、目覚ましいものがある。次々に開発される新しい材料を用いた技術・工法の健全な発展を図るためには、設計法・施工法の研究開発と並行して、材料試験法の確立、標準化が不可欠である。ISO や ASTM を中心とした標準試験法の制定に向けた動きに対して、我が国も協力・努力する責務は当然ある。本研究が、安全かつ経済的な貯水池表面遮水工法の設計・施工法の確立に資するとともに、GM 材料試験法の標準化に向けた検討の一助になれば、幸いである。



## 謝 辞

本研究は、筆者が行政職から研究職として農業工学研究所に転任になった以来、8年間のGMに関する研究の成果をまとめたものであります。多くの方々の親切なご助力と暖かい励ましなしには、到底成し遂げることができませんでした。

京都大学教授長谷川高士先生には、大学在学中に構造力学、材料力学、コンクリート工学などの本研究の基礎となる学問をご教授願うとともに、行政官としてダム建設を担当、あるいは全国の農業用ダムの設計審査を担当してきて以来、常に理論面、技術面のご指導を戴いて参りました。ややもすると実学にのみ傾斜する筆者に、研究者として必要な探求心と取りまとめ能力を醸成するようにとの深いご配慮から、短期間で本論文をまとめるようにとの厳しくも親身に余るご指導を賜りました。先生のご心労を思い、深く感謝の意を表します。

京都大学元総長沢田敏男先生には、大学在学中にダム工学をご教授戴く中で、ダムとは限りなく自然馴致であるべきであるとの哲学をご教え戴きました。本研究テーマは、一見、矛盾するように思われますが、筆者の根底には常にこの思想が横たわっております。大学卒業後も、折に触れ、今もご指導を仰げることとは、無上の喜びであります。ここに心から厚くお礼申し上げます。東京農工大学教授青山咸康先生には、大学在学中に有限要素法による浸透流解析をご教授戴きました。筆者がダム工学においては、アースブランケット工法から出発して、この表面遮水工法に関する研究をまとめるに至ったのは、先生のご指導を抜きには語れません。また、本論文をまとめるにあたっては、第4章の基礎理論であるレオロジーについて、貴重なご助言を賜りました。ここに、深甚なる感謝の意を表します。

本論文を仕上げるにあたり、京都大学教授河地利彦先生と同教授山崎 稔先生には大変お世話になりました。ご多忙にも拘わらず本文を閲読して戴き、適

切かつ親切的な助言を戴きました。厚くお礼申し上げます。

農業工学研究所長岩崎和己博士，企画連絡室長佐藤 寛博士，造構部長中島賢二郎博士，地域資源工学部長竹内睦雄博士，企画科長小前隆美博士，構造研究室長安中正実博士，施設研究室長豊田裕道氏，筆者が所属します土木地質研究室員の奥山武彦博士（現地域エネルギー研究室長），中里裕臣氏，森 充広氏，黒田清一郎博士，久保田佐和子氏をはじめ，農業工学研究所の多くの方々には，この 1 年間，論文執筆に筆者が専念できるよう，過分のご配慮とご協力を賜りました。心からお礼申し上げます。

この研究は，全て実験に基づいたものであります。遠くは 30 年前に遡り，元造構第二研究室，前土木材料研究室に在籍された諸先輩の実験成果であります。筆者が土木材料研究室在籍中は，毛利栄征博士，浅野 勇氏とともに行った実験成果であります。また，実験及び実験結果の整理に際しては，(株)テイコクの篠田健吾氏，佐藤 充氏，堀田法明氏，椎木 広氏の，実験装置の試作については，(株)共和技研の佐藤昭光氏のご協力を戴きました。GM メーカー各社からは，貴重な供試体や社内資料の提供を戴きました。さらに，東海農政局豊川総合用水農業水利事務所，北海道開発局旭川農業事務所，電源開発(株)沖縄海水揚水建設所，農用地整備公団各建設事業所の関係各位には，貴重な研究課題を提供して戴きました。改めて感謝の意を表します。

筆者が研究者として今日あるのは，30 歳半ばにして突発性難聴という難病に一夜にして冒された時，親身になってその後の人生を心配して戴いた故渡辺美智雄那須野ヶ原土地改良連合理事長のお陰であり，元上司の中道 宏博士をはじめとする行政官時代お世話になった全国各地の先輩諸兄のご高配，激励のお陰であります。紙面を借りて，衷心よりお礼申し上げます。

最後に，陰ながら応援してくれた本年米寿を迎える父由蔵，今は亡き母花，暖かく見守ってくれた兄由和，姉和子，とみ子，病に倒れて以来献身的に支えてくれている妻篤子，本論文の理論式導出の確認をしてくれた長女麻美，作図を手伝ってくれた長男勇介に心から感謝します。